



UNIVERSIDAD CARLOS III DE MADRID
Escuela Politécnica Superior

PROYECTO FIN DE CARRERA

**ESTUDIO PARAMÉTRICO DEL PROCESO DE CORTE
ORTOGONAL MEDIANTE EL MÉTODO DE LOS
ELEMENTOS FINITOS:**

**ESTUDIO DE LA INFLUENCIA DE LOS PARÁMETROS DE
LA LEY CONSTITUTIVA DE JOHNSON-COOK EN LOS
RESULTADOS GLOBALES Y LOCALES Y DE LA
CINEMÁTICA DE LA FORMACIÓN DE LA VIRUTA**

**Para la obtención del Título de
INGENIERO TÉCNICO INDUSTRIAL ESPECIALIDAD MECÁNICA**

Autor: Rodrigo Ruiz-Castro Alcobendas

Directores: Rachid Cheriguene

Henar Miguélez

ÍNDICE

A. INTRODUCCIÓN	8
B. OBJETIVO DE ESTE PROYECTO	11
C. BREVE INTRODUCCION AL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS.....	12
C.1. Modelo numérico	14
C.1.1. Material de la herramienta de corte	15
C.1.2. Material de la pieza de trabajo.....	15
C.2. Metodología del estudio	17
D. INFORMACIONES PREVIAS PARA EL ANALISIS DE LOS RESULTADOS NUMERICOS	19
D.1. Ley de Johnson-Cook.....	19
D.2. Zona de adherencia.....	20
D.3. Energía de fricción	22
E. VARIABLES DEL PROBLEMA	23
F. CONSISTENCIA DEL MODELO.....	25
F.1. Tensiones normales y tangenciales	25
F.2. Velocidad y fricción local	27
F.3. Temperatura local.....	30
PARTE I: ESTUDIO PARAMÉTRICO DE LA INFLUENCIA DE LA VARIACIÓN DE LAS CONSTANTES DE LA LEY DE JOHNSON-COOK EN LOS RESULTADOS A NIVEL LOCAL Y GLOBAL.....	32
I. RESULTADOS DEL ESTUDIO PARAMÉTRICO	33
I.1. Variando el parámetro “A”.....	33
I.2. Variando el parámetro “C”	43

I.3. Variando el parámetro “m”	52
I.4. Variando el parámetro “n”	61
II. CONCLUSIONES.....	71
PARTE II: ESTUDIO SOBRE LA CINEMÁTICA DE LA FORMACIÓN DE LA VIRUTA	72
I. ESTUDIO DE LA VELOCIDAD DE SALIDA DE LA VIRUTA Y DEL ÁNGULO DE CIZALLADURA	73
I.1. Ángulo de cizalladura.....	73
I.2. Velocidad de salida de la viruta.....	76
II. ESTUDIO DEL RADIO DE CURVATURA DE LA VIRUTA	79
III. CONCLUSIONES.....	84
BIBLIOGRAFÍA	85

LISTA DE FIGURAS

Figura A.1. Partes de una herramienta monofil

Figura A.2. Esquema de corte oblicuo

Figura A.3. Esquema de corte ortogonal

Figura C.1. Flujograma del las etapas utilizadas en ABAQUS

Figura C.2. Área estudiada en el modelo de elementos finitos en un proceso de formación de viruta

Figura C.3. Modelo numérico 2D utilizado durante el estudio

Figura C.4. Mallado del modelo numérico

Figura C.5. Método seguido para la obtención de datos

Figura D.1. Influencia del aumento de la temperatura y la velocidad de deformación en la tensión

Figura E.1. Modelos de viruta utilizados

Figura F.1. Tensiones normales y tangenciales para $\mu=0$

Figura F.2. Tensiones normales y tangenciales para $\mu=0,6$

Figura F.3. Velocidad y fricción local para $\mu=0$

Figura F.4. Singularidades creadas alrededor de la punta de la herramienta

Figura F.5. Velocidad y fricción local para $\mu=0,6$

Figura F.6. Fuerzas en la punta de la herramienta

Figura F.7. Temperaturas locales

PARTE I

Variando el parámetro “A”

Figura I.1. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.2. Variación de la curva tensión-deformación debido a la constante “A”

Figura I.3. Tensiones normales para los casos de velocidad de corte extremos para $\mu=0$ (A-2m/s; B-12m/s)

Figura I.4. Tensiones normales para valor de “A” para $\mu=0$ (A-A=400MPa; B-A=612MPa; C-A=800MPa)

Figura I.5. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A-2m/s; B-4m/s; C-8m/s; D-12m/s)

Figura I.6. Tensiones normales para cada valor de “A” para $\mu=0,6$ (A-A=400MPa; B-A=612MPa; C-A=800MPa)

Figura I.7. Longitudes de contacto (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.8. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.9. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A-2m/s; B-4m/s; C-8m/s; D-12m/s)

Figura I.10. Tensiones tangenciales para cada valor de “A” para $\mu=0,6$ (A-A=400MPa; B-A=612MPa; C-C=800MPa)

Variando el parámetro “C”

Figura I.11. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.12. Tensiones normales para los casos de velocidad de corte extremos para $\mu=0$ (A-2m/s; B-12m/s)

Figura I.13. Curvas tensión-velocidad de deformación para los tres valores de “C”

Figura I.14. Tensiones normales para cada valor de “C” para $\mu=0$ (A-C=0,002; B-C=0,008; C-C=0,05)

Figura I.15. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A- 2m/s; B- 4m/s; C- 8m/s; D- 12m/s)

Figura I.16. Tensiones normales para cada valor de “C” para $\mu=0,6$ (A-C=0,002; B-C=0,08; C=0,05)

Figura I.17. Longitudes de contacto (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Figura I.18. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.19. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Figura I.20. Tensiones tangenciales para cada valor de “C” para $\mu=0,6$ (A-C=0,002; B-C=0,08; C=0,05)

Variando el parámetro “m”

Figura I.21. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.22. Curvas tensión-temperatura para los tres valores de “m”

Figura I.23. Tensiones normales para las velocidades de corte extremas para $\mu=0$ (A- 2m/s; B- 12m/s)

Figura I.24. Tensiones normales para cada valor de “m” para $\mu=0$ (A-m=0,5; B-m=1,46; m=2)

Figura I.25. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Figura I.26. Tensiones normales para cada valor de “m” para $\mu=0,6$ (A-m=0,5; B-m=1,46; m=2)

Figura I.27. Longitudes de contacto (A- para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.28. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.29. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Figura I.30. Tensiones tangenciales para cada valor de “m” para $\mu=0,6$ (A-m=0,5; B-m=1,46; m=2)

Variando el parámetro “n”

Figura I.31. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.32. Curvas tensión-deformación para los tres valores de “n”

Figura I.33. Tensiones normales para las velocidades de corte extremas para $\mu=0$ (A- 2m/s; B- 12m/s)

Figura I.34. Tensiones normales para cada valor de “n” para $\mu=0$ (A-n=0,05; B-n=0,15; C-n=0,3)

Figura I.35. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Figura I.36. Tensiones normales para cada valor de “n” para $\mu=0,6$ (A-n=0,05; B-n=0,15; C-n=0,3)

Figura I.37. Longitudes de contacto (A- para $\mu=0,6$; B- para $\mu=0$)

Figura I.38. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Figura I.39. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$ (A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Figura I.40. Tensiones tangenciales para cada valor de “n” para $\mu=0,6$ (A-n=0,05; B-n=0,15; C-n=0,3)

PARTE II

Estudio de la velocidad de salida de la viruta y del ángulo de cizalladura

Figura I.1. Esquema utilizado para el cálculo

Figura I.2. Método de cálculo del ángulo de cizalladura utilizando ABAQUS

Figura I.3. Ángulo de cizalladura (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Figura I.4. Fuerzas para el material 42CD04 (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Figura I.5. Velocidad en el ancho de la viruta para $V_C=2\text{m/s}$ (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Figura I.6. Velocidad de salida de la viruta (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Estudio del radio de curvatura de la viruta

Figura II.1. Velocidades en la viruta

Figura II.2. Esquema con los puntos estudiados

Figura II.3. Relación entre V_B y V_A (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Figura II.4. Esquema para la obtención del radio de curvatura

Figura II.5. Semejanza de triángulos

Figura II.6. Radio de curvatura de la viruta para $\mu=0$ y $\mu=0,6$

Figura II.7. Longitudes de contacto para el material 42CD04

LISTA DE TABLAS

Tabla C.1. Parámetros de corte y geometría de la herramienta implementada en el modelo numérico

Tabla C.2. Constantes del modelo de Johnson-Cook para AISI 4140

Tabla C.3. Propiedades mecánicas y térmicas de la herramienta y la pieza

Tabla E.1. Casos simulados

A. INTRODUCCIÓN

En la fabricación por mecanizado o arranque de viruta se obtienen las dimensiones y la naturaleza superficial deseada en las piezas, separando partes del material (virutas) por medios mecánicos y con herramientas de filo [1].

Los parámetros a definir durante un proceso de mecanizado para conseguir unos resultados óptimos son los siguientes:

- **La profundidad de corte (mm):** es la dimensión de la capa eliminada en una pasada de la cuchilla, perpendicular a la superficie trabajada.
- **La velocidad de avance (mm/rev):** es la dimensión del desplazamiento del borde de corte de la cuchilla en dirección del avance por una revolución de la pieza en trabajo.
- **Velocidad de corte (m/s):** representa los m/min recorridos por un punto de la pieza con relación a la herramienta, o de la herramienta con relación a la pieza, dependiendo de quién lleve el movimiento principal.

La herramienta de corte es la que realiza el arranque de material, gracias al movimiento relativo entre ella y la pieza. Algunas herramientas quitan el material en forma de viruta (fresas, brocas, etc.), y otras en forma de pequeñas partículas (sierra, muela, etc.). Se distingue entre herramientas de filo único y filo múltiple.

Las herramientas de filo múltiple pueden estar animadas de un movimiento de rotación (fresa, sierra, etc.) o de traslación (escariador, broca, etc.). La ventaja de estas herramientas consiste en que son capaces de un corte más rápido.

Las herramientas de corte monofilo estructuralmente constan de dos partes, una cortante (o elemento productor de viruta), y otra denominada cuerpo. Las primeras están constituidas por una sola pieza de acero, afilada en un extremo, o bien por una plaquita postiza de una material especial, sujeta al mango de la herramienta. Se encuentran normalmente en tornos, tornos revólver, cepillos, limadoras, mandriladoras y máquinas herramientas semejantes.

En la Figura A.1 se muestra una herramienta monofilo típica y las partes más importantes: sus filos y superficies adyacentes.

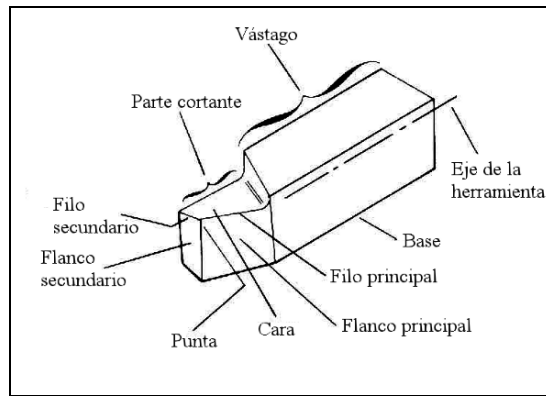


Figura A.1. Partes de una herramienta monofil

A continuación se describen las partes más importantes de este tipo de herramientas:

- **Cara:** Es la superficie o superficies sobre las cuales fluye la viruta (superficie de desprendimiento).
- **Flanco:** Es la superficie de la herramienta frente a la cual pasa la viruta generada en la pieza (superficie de incidencia).
- **Filo:** Es la parte que realiza el corte. El filo principal es la parte del filo que ataca la superficie transitoria en la pieza. El filo secundario es la parte restante del filo de la herramienta.
- **Punta:** Es la parte del filo donde se cortan los filos principales y secundarios; puede ser aguda o redondeada o puede ser intersección de esos filos.

Las propiedades más importantes que deben tener las herramientas de corte son las siguientes:

- Dureza en caliente.
- Resistencia mecánica, ya que trabaja como una viga en voladizo.
- Evacuar el calor producido durante la operación.
- Tenacidad; debe ser capaz de soportar las fuerzas de corte sin deformarse.
- Resistencia al desgaste.

En los procesos de arranque de material con herramientas de filo, se consideran dos casos: corte ortogonal y corte oblicuo.

El corte oblicuo, se caracteriza por la existencia de un ángulo de inclinación de la arista del filo de la herramienta de corte (ver Figura A.2).

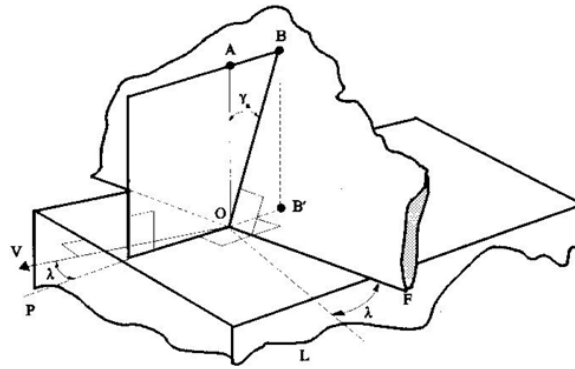


Figura A.2. Esquema de corte oblicuo

El corte ortogonal, es en el que el filo es perpendicular a la velocidad relativa entre la herramienta y la pieza (ver Figura A.3). El flujo de viruta se da en el mismo plano que dicha velocidad.

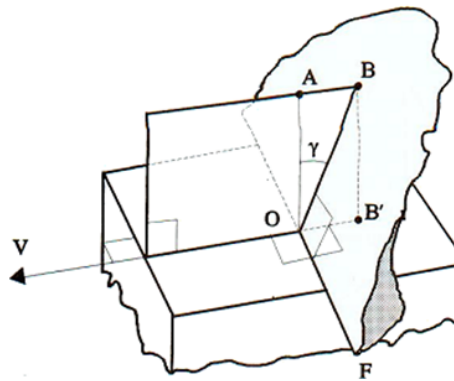


Figura A.3. Esquema de corte ortogonal

En los casos reales de corte, suele existir siempre un ángulo de inclinación de la arista, pero debido a que nunca supera los 10° , realizar el estudio suponiendo un corte ortogonal es una buena aproximación, permitiendo a su vez la utilización del modelo numérico para obtener los resultados.

B. OBJETIVO DE ESTE PROYECTO

En la industria es primordial poder prever algunos parámetros claves que controlan el proceso de fabricación. Entre ellos cabe destacar el comportamiento del material a mecanizar, las fuerzas de corte, la temperatura en la interfase etc. Este tipo de datos nos proporciona toda la información necesaria para el buen desarrollo del proceso.

El estudio que nos ocupa tiene como objetivo principal el análisis de los efectos de la variación de los parámetros de la Ley de Johnson-Cook en los resultados de las simulaciones numéricas de corte ortogonal, tanto a nivel macroscópico (Fuerzas de corte, radio de curvatura y velocidad de salida de la viruta) como a nivel local (Tensiones normales y tangenciales, longitud de contacto) a diferentes velocidades de corte y valores de coeficientes de fricción.

Complementariamente a este estudio paramétrico, se realizará una comparación entre los resultados numéricos y los analíticos proporcionados por la teoría de Merchant en términos de ángulo de cizalladura, que caracteriza la zona primaria de deformación, y de velocidad de salida de la viruta.

Es importante destacar que este tipo de estudio numérico tiene como finalidad la mejora de la modelización numérica del proceso de mecanizado tanto como proporcionar datos sobre el desarrollo del proceso que no se pueden obtener con el procedimiento experimental.

C. BREVE INTRODUCCION AL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS

Debido a las altas velocidades de corte utilizadas en los procesos de mecanizado y a la complejidad de la materia que nos ocupa, es muy difícil obtener resultados experimentales fiables acerca del proceso de corte, en particular los fenómenos que contribuyen en la formación de la viruta. Debido a ello se utilizan con mayor frecuencia métodos numéricos como el de los Elementos Finitos (MEF). Este tipo de herramienta numérica es capaz de obtener resultados complejos como la temperatura, las tensiones, etc.

El MEF es un método de aproximación de problemas continuos de tal forma que el continuo se divide en un número finito de partes, “elementos”, cuyo comportamiento se especifica mediante un número finito de parámetros asociados a ciertos puntos de característicos denominados “nodos”. Estos nodos son los puntos de unión de cada elemento con sus adyacentes [2]. A esta transformación se le denomina discretización. La solución del sistema se forma por ensamblaje de los elementos. El comportamiento en el interior de cada elemento queda definido a partir del comportamiento de los nodos mediante las adecuadas funciones de interpolación o funciones de forma.

Se ha utilizado el software ABAQUS/Explicit (versión 6.7-1) debido a que su enorme potencial se adapta a las exigencias del presente estudio.

ABAQUS es un programa destinado a resolver problemas de ciencias e ingeniería basándose en el método de elementos finitos explicado anteriormente. El programa es capaz de resolver desde un simple análisis lineal hasta simulaciones complejas no lineales. Algunas de las aplicaciones de ABAQUS en la ingeniería son [9]:

- Análisis de tensiones y deformaciones.
- Mecánica de fractura e ingeniería forense.
- Transferencia de calor.
- Diseño y evaluación de componentes de goma/espumas.
- Resolución de problemas estructurales particulares.
- Procesos de conformado de metales.
- Mecánica de contacto.
- Modelos de cargas de impacto.

- Análisis acústicos de estructuras.

Un análisis completo en ABAQUS consiste en tres etapas diferentes:

- Pre-procesador.
- Simulación, (PROCESSING).
- Post-procesador.

Estas etapas están relacionadas según el siguiente flujograma (figura C.1) [9]:

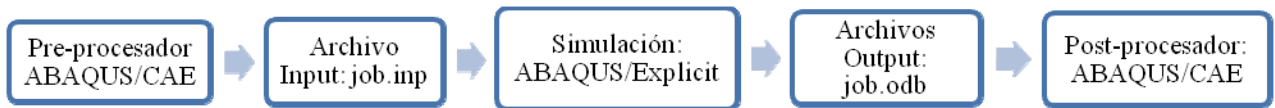


Figura C.1. Flujograma de las etapas utilizadas en ABAQUS

En la etapa del pre-procesador se define el modelo del problema físico, y con ello se crea un archivo input de ABAQUS. Este modelo, usualmente es creado utilizando gráficamente ABAQUS/CAE, incluso para análisis sencillos, este archivo se puede crear utilizando un editor de texto.

La simulación, es la etapa en la que ABAQUS/Explicit resuelve el problema numérico definido en el modelo. Dependiendo de la complejidad del problema a analizar, y de la potencia del ordenador utilizado para ello, podrá llevar desde segundos hasta días completar el análisis.

El análisis en dos dimensiones es una aproximación restrictiva desde un punto de vista industrial, pero está considerado suficientemente preciso como para validar los resultados numéricos obtenidos.

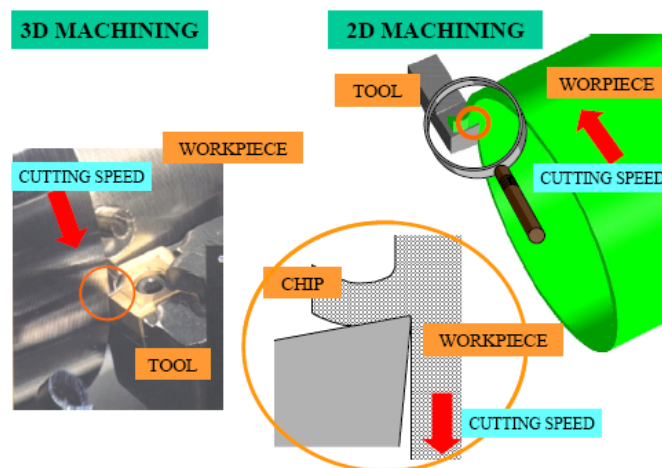


Figura C.2. Área estudiada en el modelo de elementos finitos en un proceso de formación de viruta [5]

Al completar la simulación, y cuando las variables fundamentales han sido finalmente calculadas (tensiones, deformaciones, temperaturas, etc.), se pueden evaluar los resultados. Esta evaluación generalmente se hace interactivamente, utilizando el módulo de visualización de ABAQUS/CAE. Este módulo de visualización, tiene una gran variedad de opciones para mostrar los resultados, incluyendo gráficas de color de contorno, animaciones, gráficas X-Y, y deformada de la pieza de trabajo.

C.1. MODELO NUMÉRICO

El modelo numérico desarrollado por Henar Miguélez va a ser con el que se va a trabajar durante el presente estudio. En la Figura C.3 se muestra un esquema del modelo numérico utilizado, señalando las condiciones de contorno.

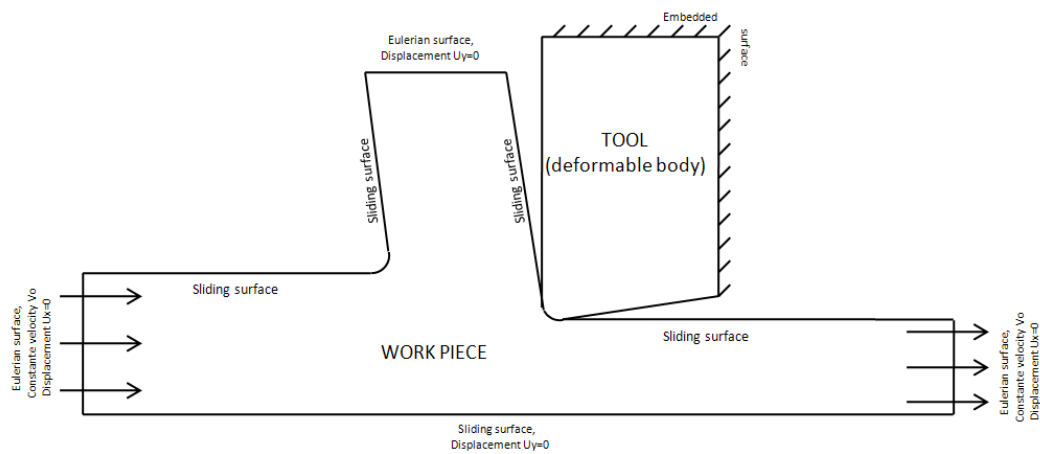


Figura C.3. Modelo numérico 2D utilizado durante el estudio

El modelo numérico se basa en la hipótesis de deformaciones planas a través de la formulación ALE (formulación Euleriana-Lagrangiana Arbitraria) [4].

La pieza a mecanizar y la herramienta de corte se toman como cuerpos deformables, para hacer que los resultados se asemejen lo máximo posible a la realidad. La pieza se la considera como un tubo con una entrada y dos salidas de material, una por la cual se evacua la viruta y otra por la que sale el material acabado. El material de la pieza fluye de izquierda a derecha a la velocidad implementada en cada caso. Para mantener la herramienta de corte inmóvil durante todo el mecanizado se restringen todos sus movimientos en el plano.

Los parámetros de corte utilizados en el modelo son los siguientes:

Ángulo desprendimiento (α)	Profundidad de corte	Radio de acuerdo de la punta, r
0°	0,1 mm	0,015 mm

Tabla C.1. Parámetros de corte y geometría de la herramienta implementada en el modelo numérico

C.1.1. Material de la herramienta de corte

La herramienta de corte considerada durante este estudio está compuesta por un material carburo (carbide), material modelado como puramente elástico, muy común en este tipo de aplicaciones desarrollado por una combinación de carbono, normalmente con cromo, tungsteno o titanio. Se caracteriza por su elevada dureza y su resistencia al desgaste; dos propiedades imprescindibles para las herramientas de corte.

C.1.2. Material de la pieza de trabajo

La pieza a mecanizar está compuesta de un acero 42CD04, material muy parecido al AISI 4140. Es un acero de carbono aleado con cromo y molibdeno de alta templabilidad y buena resistencia a la fatiga, abrasión e impacto [8].

Las propiedades químicas de este acero son las siguientes [8]:

- 0,38-0,43% C
- 0,75-1,00% Mn
- 0,80-1,10% Cr
- 0,15-0,25% Mo
- 0,15-0,35% Si
- 0,04% P máx.
- 0,05% S máx.

Las propiedades mecánicas de este material son [8]:

- Dureza 275 – 320 HB (29 – 34 HRc)
- Esfuerzo de fluencia: 690 MPa
- Esfuerzo máximo: 900-1050 MPa (130 – 152 KSI)

La pieza a mecanizar es un material elástico-plástico, cuyo comportamiento se modela utilizando la Ley de Johnson-Cook introduciendo las constantes del material halladas experimentalmente por Molinari et al. En la Tabla C.2 se muestran estas constantes para el material estudiado.

A (MPa)	B (MPa)	C	n	$\dot{\epsilon}_0 (s^{-1})$	m
612	436	0,008	0,15	$5,77 \times 10^{-4}$	1,46

Tabla C.2. Constantes del modelo de Johnson-Cook para AISI 4140

Las propiedades mecánicas y térmicas para la herramienta y la pieza son las que muestra la Tabla C.3.

	E (GPa)	ν	$\rho (kg / m^3)$	$C_P (m^2 \cdot K / s^2)$	$\kappa (N/K/s)$
Herramienta	202	0,3	7800	500	54
Pieza	1000	0,3	12700	234	33,5

Tabla C.3. Propiedades mecánicas y térmicas de la herramienta y la pieza [4]

El mallado utilizado para el modelo numérico es de tipo CPE4RT según la notación usada en ABAQUS. Estas siglas son la abreviatura de lo siguiente: cuadrado (C), deformación plana (PE), cuatro nodos (4), integración reducida en los puntos de Gauss (R) y temperatura como variable en el proceso (T) [4].

El tamaño de cada elemento de la malla es de 2 μm en el mallado Lagrangiano, actuando como interfase entre la parte superior de la pieza de trabajo (que será cortada formando la viruta) y la parte inferior de ésta (que será la superficie mecanizada), minimizando las pérdidas de material provocadas por la erosión y favoreciendo la separación; con respecto al mallado ALE, y para evitar problemas numéricos, el tamaño de los elementos pertenecientes al pequeño radio de la herramienta es de 15 μm . Para el resto de elementos de la pieza de trabajo el tamaño es de 5 μm , y 8 μm para los restantes de la herramienta de corte [4]. El mallado del conjunto se muestra en la Figura C.4.

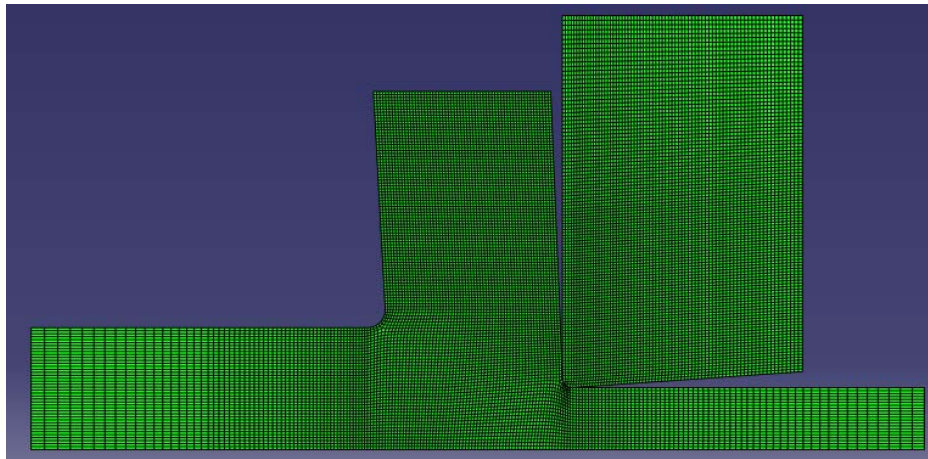


Figura C.4. Mallado del modelo numérico

C.2. METODOLOGÍA DEL ESTUDIO

A continuación, en la Figura C.5 se muestra la metodología seguida para la realización de los casos necesarios para el análisis.

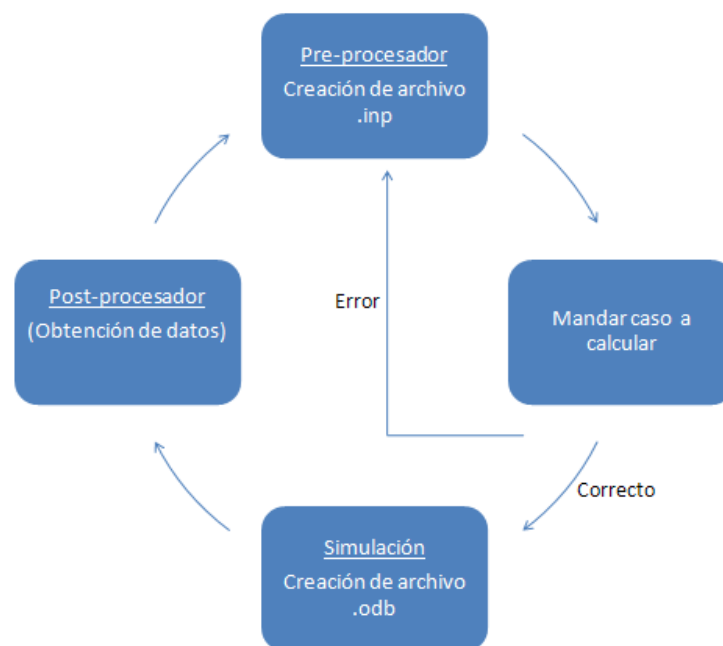


Figura C.5. Método seguido para la obtención de datos

Antes de empezar a realizar el estudio se disponía de varios modelos de viruta, como se verá más adelante con detalle.

Utilizando el pre-procesador (en este caso un editor de texto) se modifican los parámetros del problema (velocidad de corte, coeficiente de fricción, etc.), adaptando el archivo .inp a las características

de cada caso. En esta primera parte se manda a calcular el caso con un modelo de viruta, el cual puede no ser el correcto, en cuyo caso se volvería al primer paso creando un nuevo archivo .inp, esta vez cambiando la geometría de la viruta. Si el programa (ABAQUS/Explicit) logra resolver el caso sin ningún problema, se crea un archivo .odb que a través del post-procesador se pueden obtener los resultados que sean necesarios.

Una vez obtenida la simulación buscada empieza de nuevo el ciclo, creando un archivo de entrada (.inp) con las características del nuevo caso.

D. INFORMACIONES PREVIAS PARA EL ANALISIS DE LOS RESULTADOS NUMERICOS

D.1. LEY DE JOHNSON-COOK

Los modelos constitutivos de material son un conjunto de ecuaciones que describen el comportamiento plástico de los materiales en función de unos parámetros dependientes de las características del maquinado en cada caso (deformación, velocidad de deformación y temperatura). Además de estos parámetros aparecen una serie de constantes, halladas experimentalmente, que dependen del material.

El modelo de Johnson-Cook reproduce el comportamiento del material sujeto a grandes deformaciones, altas temperaturas y altas velocidades de deformación. Este modelo tiene en cuenta las condiciones más relevantes para el estudio que nos ocupa como son las propiedades de: elasticidad, plasticidad, viscosidad y térmicas; de ahí el nombre que se le da técnicamente a este tipo de ecuaciones: termo-visco-plástica. Así, la tensión de fluencia definida por este modelo es [6]:

$$\sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) = \left(A + B \cdot \varepsilon^n \right) \cdot \left(1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \cdot \left(1 - \left(\frac{T - T_0}{T_f - T_0} \right)^m \right) \quad \text{Eq [1]}$$

Siendo ε la deformación plástica efectiva, $\dot{\varepsilon}$ la velocidad de deformación plástica efectiva, $\dot{\varepsilon}_0$ la velocidad de deformación de referencia tomada, en este caso, como $5,77 \times 10^{-4} \text{ s}^{-1}$. T_f siendo la temperatura de fusión del material y T_0 la temperatura ambiente.

Las constantes del modelo son A, B, C, m y n . A representa el límite elástico a temperatura ambiente en condiciones de baja velocidad de deformación. B y n representan el efecto de endurecimiento por deformación del material. C y m representan la sensibilidad del material a la velocidad de deformación y a la temperatura, respectivamente.

El segundo grupo de corchetes representa el efecto debido a la viscosidad del material, que depende de la velocidad de la deformación plástica. Al aumentar la velocidad de deformación plástica del material, la tensión aumenta, como se puede observar en la Eq.1, lo que da lugar al desplazamiento de la curva tensión-deformación positivamente en dirección vertical, y por lo tanto al endurecimiento del material (ver Figura IV.1).

El tercer y último grupo de corchetes representa el efecto debido a las condiciones térmicas del material. Se puede observar en Eq [1] como, al aumentar la temperatura (T) la tensión disminuye (ver Figura D.1), dando lugar a un ablandamiento del material debido a la activación térmica de las dislocaciones.

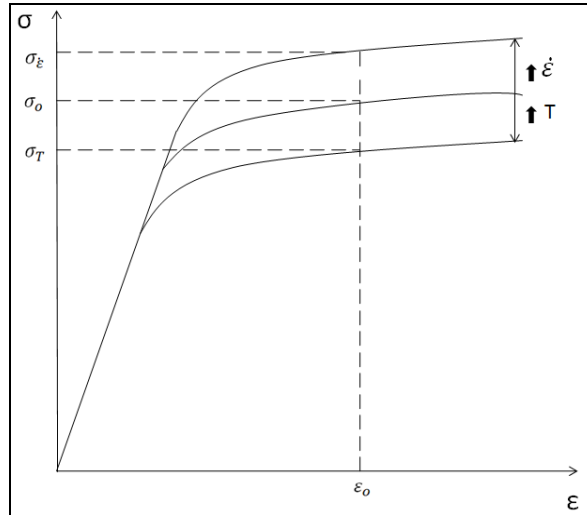


Figura D.1. Influencia del aumento de la temperatura y la velocidad de deformación en la tensión

La obtención de las constantes del modelo en cada caso se realiza ajustando la curva de comportamiento a aquellas curvas que se obtienen al realizar varios ensayos a diferentes temperaturas y velocidades de deformación.

D.2. ZONA DE ADHERENCIA

Debido a las elevadas presiones y temperaturas alcanzadas durante el mecanizado en la zona de corte, se suelda el material de la viruta a las superficies de desprendimiento e incidencia de la herramienta, dando lugar a un cambio de geometría de corte, pudiendo hacer que la herramienta deba sustituirse, ya que provoca peores acabados, aumenta las fuerzas de mecanizado y el riesgo de rotura del material. Adicionalmente, la formación de viruta es inestable, originándose vibraciones que perjudican el acabado superficial. Por lo tanto la adherencia (sticking) del material de la pieza de trabajo a la herramienta es uno de los mecanismos que están relacionados directamente con el desgaste de esta última.

Uno de los datos que se obtendrán con las simulaciones realizadas durante este estudio será precisamente la longitud de adherencia (“sticking length”), por lo que para poder explicar este fenómeno se deberá saber el criterio que sigue el programa de elementos finitos para designarle esta propiedad a un nodo.

Existen dos modelos de fricción comúnmente utilizados, el modelo de fricción de Coulomb y el modelo de fricción de Tresca [7]:

En el modelo de fricción de Coulomb, el esfuerzo tangencial τ , es directamente proporcional al esfuerzo normal σ mediante el coeficiente de fricción de Coulomb μ según la siguiente ecuación:

$$\tau = \mu \cdot \sigma \quad \text{Eq [2]}$$

Por otro lado, en el modelo de fricción de Tresca, el esfuerzo tangencial está ligado al esfuerzo de deslizamiento en cizalladura “k”, mediante el coeficiente de fricción de Tresca “m”, el cual es un nuevo factor de fricción promedio. Si el material obedece al criterio de von Mises (como es el caso); $k = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}}$, donde σ_y es el esfuerzo normal de fluencia del material. Para el caso de tensión tangencial de fluencia el coeficiente de fricción de Tresca “m” tiene valor unidad, y por lo tanto la ecuación quedaría de la siguiente forma:

$$\tau_y = \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \quad \text{Eq [3]}$$

El programa utiliza un modelo que considera la evolución del esfuerzo normal durante el proceso termomecánico. Para cada instante y nodo calcula la tensión normal aplicada, y a partir de este valor, compara las Eq [2] y Eq [3] con el fin de definir el estado concreto del elemento en cada instante.

La tensión de fluencia es la misma en cada instante y en cada elemento, por lo que la tensión tangencial de fluencia τ_y es constante y de valor el calculado a partir de la Eq [3]. En consecuencia, el programa únicamente calcula la tensión normal en cada nodo, con el fin de obtener la tensión tangencial a partir de la fricción de Coulomb en ese elemento a partir de la Eq [2]. Este modelo de fricción de Coulomb limitado a Tresca, es ilustrado en la Eq [4] para el caso de un material que obedece el criterio de Von Mises, como el que nos ocupa [3].

$$\tau = \begin{cases} \mu \cdot \sigma, & \text{si } \mu \cdot \sigma < \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} \rightarrow \text{deslizamiento (sliding)} \\ \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}}, & \text{si } \frac{\sigma_y}{\sqrt{3}} < \mu \cdot \sigma \rightarrow \text{adherencia (sticking)} \end{cases} \quad \text{Eq [4]}$$

Esta zona de adherencia se puede hallar de diferentes formas con los resultados locales obtenidos con el post-procesador. Una de ellas es con las velocidades locales, en la que la zona de adherencia corresponde al conjunto de nodos con velocidad nula o insignificante en comparación con la máxima.

Otra forma de hallar la zona de adherencia es con la fricción local, en la que el grupo de nodos con fricción local distinta de la implementada corresponde a esta zona, como se verá más adelante

D.3. ENERGÍA DE FRICCIÓN

Cuando dos superficies se encuentran en contacto, aparece una fuerza de rozamiento, que se opone al movimiento relativo entre ellas. Esta fuerza es debida a las imperfecciones, especialmente microscópicas, entre las superficies en contacto. Estas imperfecciones hacen que la fuerza entre ambas superficies no sea perfectamente perpendicular a éstas, sino que forma un ángulo con la normal (el ángulo de rozamiento). Por tanto, esta fuerza resultante se compone de la fuerza de corte (perpendicular a las superficies en contacto) y de la fuerza de rozamiento o fuerza de avance, paralela a las superficies en contacto.

Debido a esta fuerza de fricción, la zona de contacto de estas dos superficies lleva asociada una energía de fricción, la cual se transforma en forma de calor al existir movimiento relativo entre los sólidos en contacto. Por lo tanto, esta energía de fricción será proporcional a tres parámetros característicos del sistema: rugosidad (fricción entre las superficies), tensión normal y velocidad relativa; según la siguiente ecuación:

$$E_F = \mu \cdot \sigma_n \cdot V = \tau \cdot V \quad \text{Eq [5]}$$

E. VARIABLES DEL PROBLEMA

Para alcanzar los objetivos marcados en este estudio se ha decidido realizar una serie de casos variando unos parámetros característicos considerados de importancia. Estos parámetros son las constantes de la ley de Johnson-Cook.

Algunas de las constantes de la ley de Johnson-Cook se han variado superior e inferiormente con respecto a su valor real:

- $A = 400; 612; 800$ [MPa]
- $C = 0,002; 0,008; 0,05$
- $n = 0,05; 0,15; 0,3$ (ver casos)
- $m = 0,5; 1,46; 2$

Se ha decidido variar el coeficiente de fricción entre un valor muy común en la industria ($\mu=0,6$), y un caso límite ($\mu=0$), cuya existencia es muy difícil de encontrar ya que en cualquier contacto entre un cuerpo y otro, independientemente de la lubricación a la que estén sometidos, existe fricción, por pequeña que sea.

El rango de velocidades de corte se ha elegido para poder abarcar la mayoría de los casos reales encontrados en la industria; desde una velocidad baja como 2m/s, hasta una velocidad de corte, que casi se encuentra dentro del mecanizado de alta velocidad, como 12m/s.

- $V_C = 2\text{m/s}; 4\text{m/s}; 8\text{m/s}; 12\text{m/s}$

Se han realizado todas las posibles combinaciones entre cada uno de estos parámetros, sólo variando en cada caso una de las constantes de la ley de Johnson-Cook. Así, los casos simulados con el modelo anteriormente explicado son los siguientes:

		$\mu=0$				$\mu=0,6$			
		$v=2\text{m/s}$	$v=4\text{m/s}$	$v=8\text{m/s}$	$v=12\text{m/s}$	$v=2\text{m/s}$	$v=4\text{m/s}$	$v=8\text{m/s}$	$v=12\text{m/s}$
A(612MPa)	400								
	612								
	800								
n(0,15)	0,05								
	0,15								
	0,3								
C(0,008)	0,002								
	0,008								
	0,05								
m(1,46)	0,5								
	1,46								
	2								

Tabla E.1. Casos simulados

Durante la realización de las simulaciones se produjeron una serie de problemas derivados de las distorsiones provocadas principalmente por la relación inversamente proporcional que existe entre el tamaño de la viruta y la velocidad de corte. Esta relación también se acrecienta aumentando la fricción existente entre ambos cuerpos, debido a varios factores, los cuales se analizarán con más profundidad más adelante.

Estos problemas de tamaño se lograron disipar optimizando el tamaño de la viruta del modelo, implementando modelos de virutas acordes con las exigencias de cada caso. En la Figura E.1 se muestra algunos de los modelos de viruta utilizados durante el estudio.

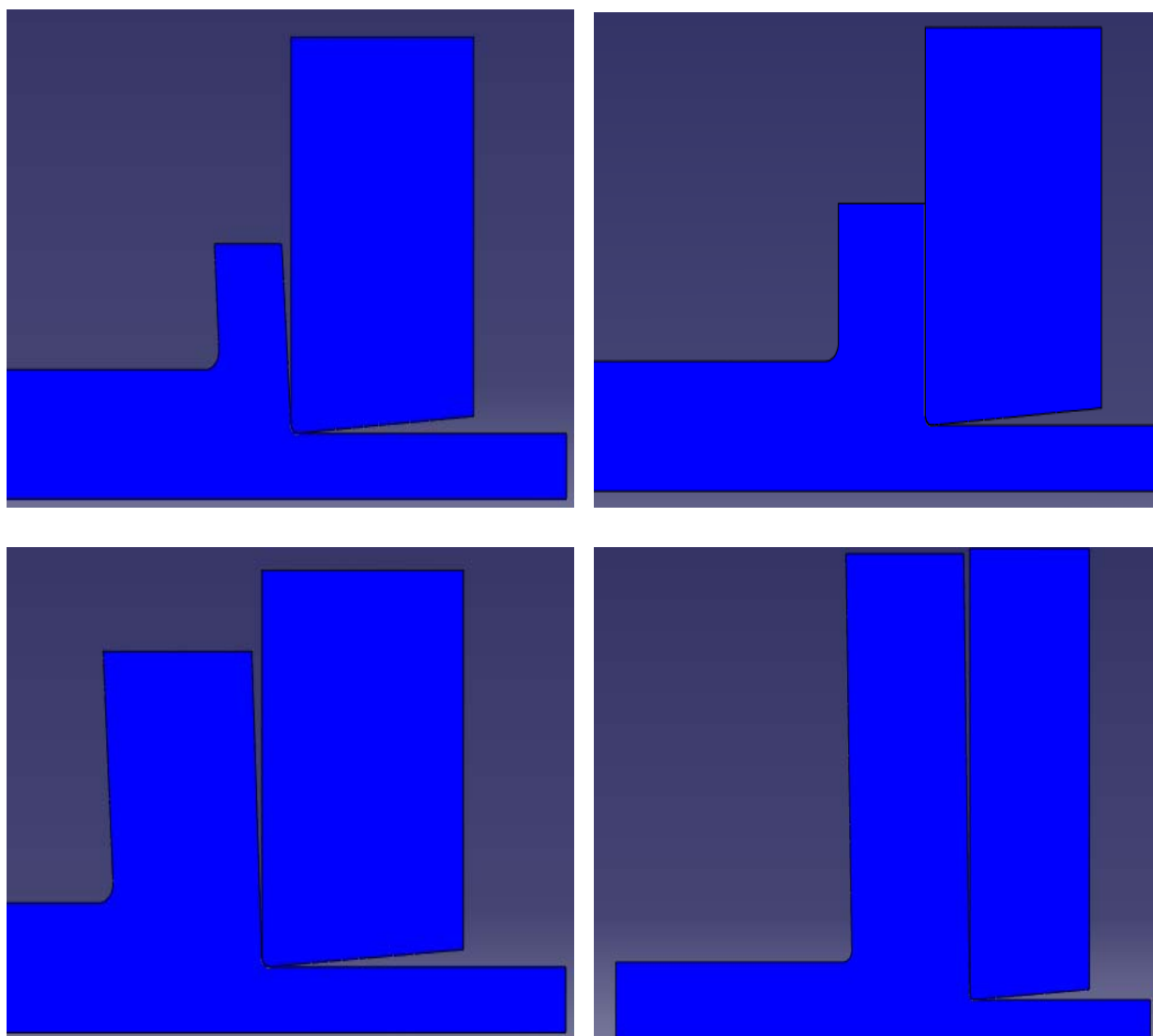


Figura E.1. Modelos de viruta utilizados

F. CONSISTENCIA DEL MODELO

Antes de realizar cualquier estudio se debe comprobar si el modelo utilizado para la obtención de los resultados es correcto. A estas alturas del desarrollo del modelo numérico, no se puede relacionar fácilmente los datos macroscópicos obtenidos por las simulaciones numéricas con los datos experimentales.

No obstante, se pueden comprobar una serie de factores para validar el modelo numérico. Para ello, se estudiarán los resultados del material original (42CD4) de los dos casos de coeficientes de fricciones estudiados ($\mu=0$ y $\mu=0,6$), siendo la velocidad de corte la misma (4m/s), para así poder realizar las comparaciones necesarias para la demostración de la consistencia del modelo, contrastando los datos obtenidos con los que se esperaban teóricamente.

F.1. TENSIONES NORMALES Y TANGENCIALES

En primer lugar, se comprobará que las tensiones normales (normal stress) y tangenciales (frictional stress) corresponden a los coeficientes de fricción implementadas.

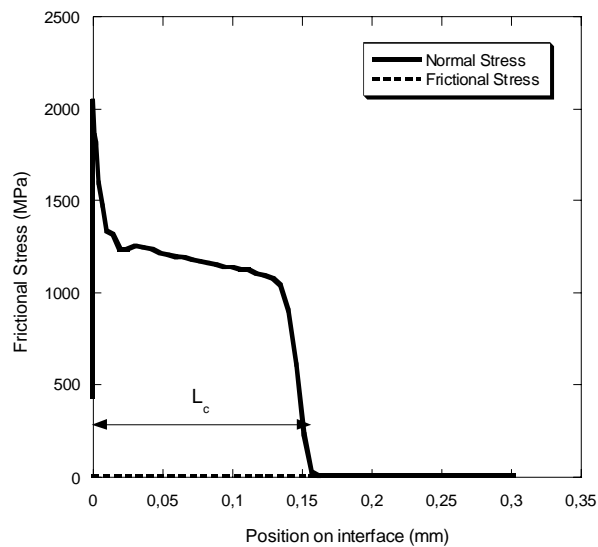


Figura F.1. Tensiones normales y tangenciales para $\mu=0$

En la Figura F.1 se muestran las distribuciones de presiones y de tensiones tangenciales para $\mu=0$. Se puede comprobar en ella como la tensión tangencial en todos los puntos de la superficie de contacto es nula. Esto es así debido a que cuando no existe rozamiento entre las partes, esta tensión es nula según la relación de Coulomb, mostrada en la Eq [2].

Adicionalmente, la representación de la tensión normal muestra un pico máximo al inicio de la superficie de la viruta, perteneciente a la zona en la que actúa la punta de la herramienta de corte, la cual tiene un radio de curvatura, generando, como veremos más adelante cuando se verifiquen los resultados para las fricciones locales, mayores tensiones perpendiculares a la superficie. A la hora de presentar los resultados del estudio se ha prescindido de los datos recogidos cerca del radio de punta de la herramienta, ya que no aportan ningún resultado adicional, creando en cambio malas interpretaciones.

A continuación, en la Figura F.2, se representan los resultados de tensiones normales y tangenciales para una fricción de 0,6. En ella se puede comprobar como para una fricción distinta de cero los resultados son muy distintos, ya que al programa se le implementa que el cociente entre ambas tensiones debe ser un número. En este caso, el cociente debe ser 0,6, y por lo tanto se deben ir equilibrando las tensiones para obtener este valor. Más adelante, cuando comprobemos los resultados para la fricción local, veremos que esto no es cierto hasta que no se supera la zona de adherencia de material.

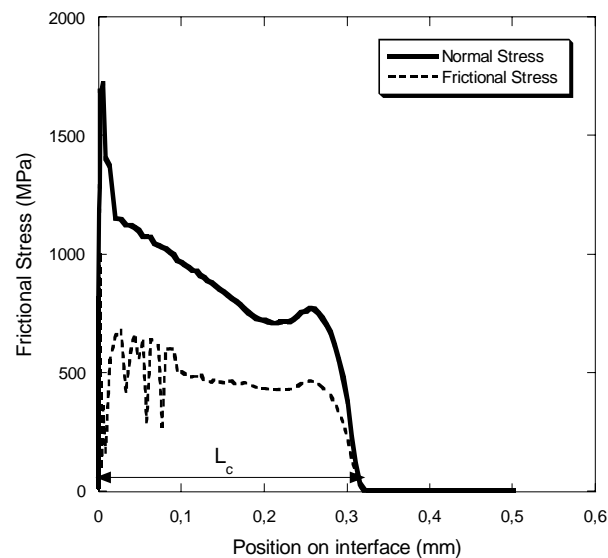


Figura F.2. Tensiones normales y tangenciales para $\mu=0,6$

De la misma forma que ocurría para el caso con fricción nula, la tensión normal tiene un pico máximo en el inicio de la viruta. Por el contrario, la tensión tangencial en esta misma zona, tiene un pico mínimo. La explicación de este hecho se dará más adelante.

Adicionalmente, la longitud de contacto calculada gráficamente con la curva de tensiones normales, debe ser igual a la calculada con la curva de las tensiones tangenciales. Se puede comprobar en la Figura E.2 que esto se cumple.

F.2. VELOCIDAD Y FRICCIÓN LOCAL

La velocidad y la fricción local obtenida son dos resultados con los que se puede describir con exactitud las características de la viruta obtenida.

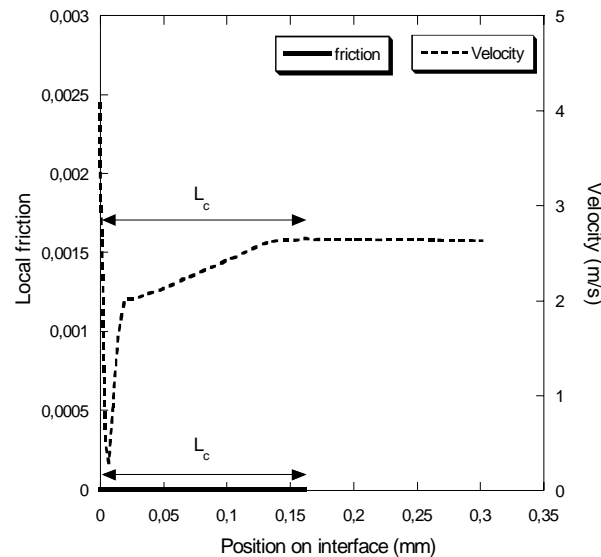


Figura F.3. Velocidad y fricción local para $\mu=0$

Como se puede observar en la Figura F.3, en la que se representan los resultados de velocidad y fricción local para $\mu=0$, la fricción local obtenida en todos los nodos de la zona de contacto es nula, esto coincide con lo que hemos implementado en el pre-procesador. Para poder visualizar los datos importantes del estudio, debido a la escala utilizada, los nodos en los que las dos tensiones se hacen nulas (zona de no contacto) se han omitido de la curva de fricción, ya que daban como resultado unos valores infinitamente grandes y no aportaban ningún dato adicional al estudio.

La velocidad de los nodos se hace constante cuando no existe contacto entre la viruta y la herramienta, como se puede observar en la Figura F.3. Lo cual parece lógico, ya que no hay ninguna fuerza actuando sobre ella y el material fluye sin resistencia alguna.

Adicionalmente, al inicio de la superficie ($x \approx 0$), la velocidad es la implementada ($v=4\text{m/s}$); esto se debe a que esos primeros nodos se encuentran horizontalmente dispuestos entre la pieza acabada y el final de la punta de la herramienta de corte, por lo que el material fluye sin oposición alguna.

Debido a esta punta de la herramienta de corte, que tiene un radio de curvatura, como ya se ha dicho anteriormente, la velocidad en los nodos cercanos a ella baja considerablemente, ya que, como se puede comprobar en la Figura F.4, se crean unas singularidades alrededor de la punta, reduciendo la velocidad considerablemente.

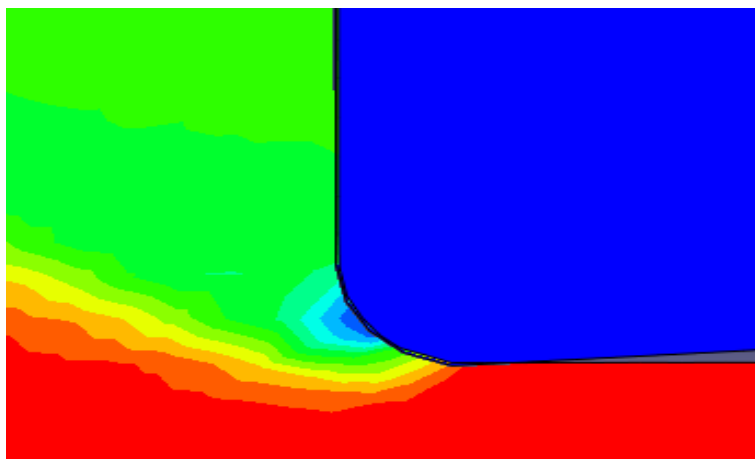


Figura F.4. Singularidades creadas alrededor de la punta de la herramienta

A partir de esos nodos en los que aparecen estas singularidades, la velocidad de estos incrementa linealmente hasta llegar al final de la zona de contacto ($x > L_C$), en donde, como ya hemos dicho antes, la velocidad se estabiliza.

Esta longitud de contacto hallada con la curva de velocidades, debe coincidir con la que sacamos de la curva de fricciones locales. Como se puede comprobar en la Figura F.3 esto se cumple.

A continuación, en la Figura F.5 se muestran las curvas de velocidad y fricción para $\mu=0,6$.

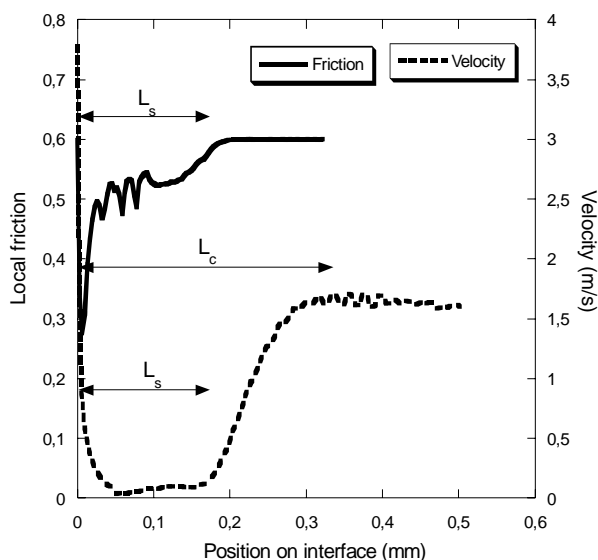


Figura F.5. Velocidad y fricción local para $\mu=0,6$

Se puede comprobar como las curvas son bien distintas a las obtenidas implementando una fricción nula. Se debe principalmente, a que en este caso aparece una zona de adherencia en el contacto,

por lo que, para que el modelo sea consistente en este aspecto, debe ser capaz de captar esta zona; esto se comprobará en primer lugar con las curvas velocidades locales y a continuación con las de fricción.

Con respecto a la curva de velocidad, vemos, como ocurría para $\mu=0$, que existe una zona al inicio de la superficie de contacto (poco visible en la gráfica) que tiene una velocidad prácticamente igual a la velocidad de corte implementada, en este caso 4m/s. Esta zona corresponde al comienzo de la superficie mecanizada. Después de esta zona la curva de velocidad decrece hasta un valor muy cercano a 0, y se mantiene prácticamente constante a lo largo de una zona. A este grupo de nodos con velocidad casi nula, como ya se ha explicado en el apartado E.2, se le denomina zona de adherencia.

Al sobrepasar la zona de adherencia, la velocidad incrementa progresivamente hasta alcanzar un valor estable, distinto del implementado, al igual que ocurría con fricción nula. Este valor estable se alcanza cuando la viruta se despegue de la superficie de la herramienta (longitud de contacto), a partir del cual el material fluye sin obstáculo alguno.

De la misma forma, en la curva de fricción se puede observar como en la zona del radio de la punta de la herramienta, la fricción local es mínima. La explicación de este decremento brusco la tenemos en la Figura F.6, en la que se muestran las direcciones de las fuerzas implicadas en el cálculo de la fricción.

En toda la superficie de la viruta, excluyendo la que está en contacto con el radio de punta de la herramienta, las fuerzas de corte y tangenciales son perpendiculares entre sí, por lo que la fricción sólo dependerá del valor de estas fuerzas. Pero en el caso de los nodos que se hallan en la zona que está en contacto con la punta de la herramienta las fuerzas son perpendiculares entre sí pero no son paralelas a los ejes horizontal y vertical (ver Figura F.6), en este caso dependerán del ángulo (α) que forma la fuerza de avance con la horizontal. A medida que este ángulo se va haciendo más pequeño, la proyección sobre el eje vertical de la fuerza de avance decrece debido a que se le resta la proyección de la fuerza de corte que aumenta cuando el ángulo disminuye; por el contrario, la fuerza de corte crece, debido a que además de su valor proyectado sobre el eje horizontal hay que sumarle la proyección sobre el eje horizontal de la fuerza de avance. Esto explica como al inicio de la superficie de contacto en la que actúa el radio de la herramienta la tensión normal aumenta y la tangencial disminuye bruscamente, provocando una reducción brusca de la fricción.

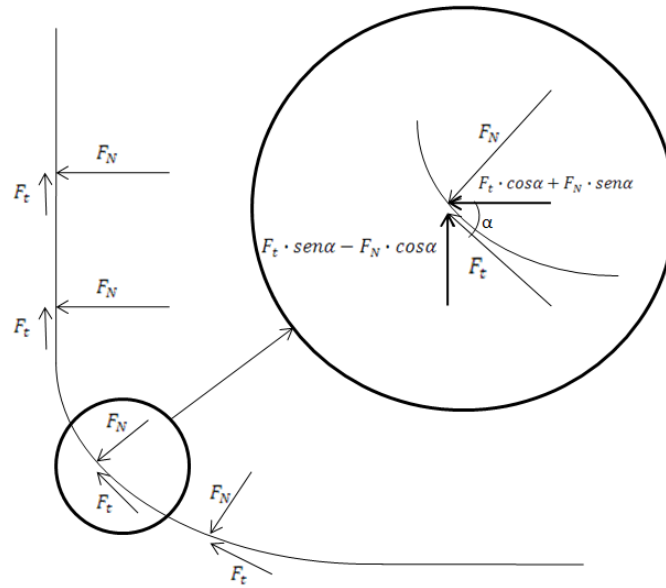


Figura F.6. Fuerzas en la punta de la herramienta

Además, se puede ver en la Figura F.5, como la fricción a partir de estos nodos en contacto con el radio de la punta de la herramienta, aumenta hasta llegar a ser constante. La zona en la que la fricción es distinta a la implementada, 0,6 en este caso, es la denominada zona de adherencia, que coincide con la hallada a través de la curva de velocidad.

La fricción es constante a partir del final de esta zona de adherencia, y debe tener un valor de 0,6, que corresponde con el implementado en el pre-procesador. Esta línea recta acaba cuando la viruta se separa de la herramienta (longitud de contacto), obteniéndose unos valores de fricción muy altos, omitidos como en el caso de fricción nula.

Tendiendo en cuenta estos resultados, se puede decir que el modelo numérico es consistente con respecto a las velocidades y fricciones locales, ya que es capaz de captar la zona de adherencia, a la vez que se obtienen resultados coherentes con los teóricos.

Además, la longitud de contacto hallada con las dos curvas, velocidad y fricción, como se puede comprobar en la Figura F.5, es igual, lo cual demuestra una vez más que el modelo es consistente.

F.3. TEMPERATURA LOCAL

La temperatura es un dato muy característico de cada caso, ya que a través de el se puede averiguar donde se está produciendo la mayor transformación de energía en energía térmica. Por lo tanto, será un importante parámetro a la hora de elegir el material que se utilizará para un determinado proceso de mecanizado.

Para la comprobación de la consistencia del modelo respecto a las temperaturas locales, se compararán los dos casos que se han utilizado durante todo este apartado.

En la Figura F.7 se puede observar como se alcanzan temperaturas más altas para el caso con fricción 0,6. Esto es un resultado lógico si se comprueba con la Eq [5], en la cual se comprueba como la energía de fricción es directamente proporcional a la fricción. Pero la temperatura no solo depende de la energía de fricción, sino de todas las energías implicadas en el proceso de mecanizado, en este caso la energía cinética, que será la misma para los dos casos ya que solamente depende de la velocidad de corte. Por lo tanto, para fricción nula, la temperatura solo dependerá de la energía de deformación plástica disipada en forma de calor en la zona primaria de deformación.

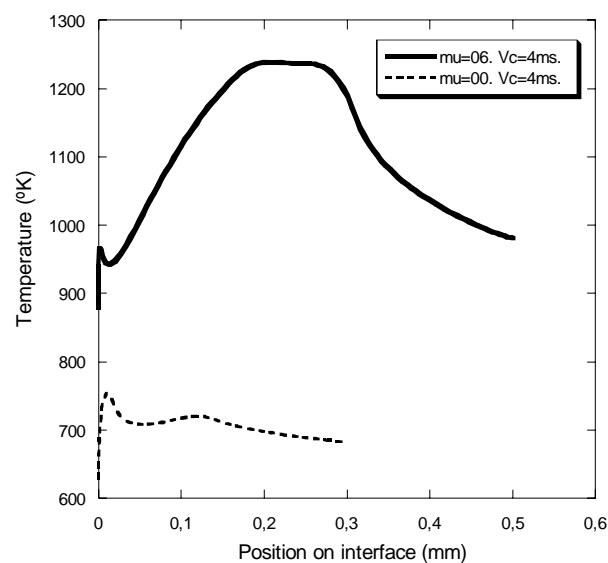


Figura F.7. Temperaturas locales

Además, se puede ver en la Figura F.7 como la temperatura máxima para los dos casos se alcanza en posiciones distintas.

En el caso de fricción nula, se alcanzan en la zona más cercana a la zona primaria de deformación, en la que se concentran las mayores tensiones. En cambio, para el caso en el que la fricción es 0,6, las temperaturas máximas se encuentran en el final de la zona de adherencia, donde la fricción y la velocidad son máximas.

Podemos concluir por lo tanto, que los resultados de temperaturas obtenidos con el modelo son consistentes y pueden ser utilizados como base para las conclusiones de este estudio.

PARTE I:

ESTUDIO PARAMÉTRICO DE LA INFLUENCIA DE LA VARIACIÓN DE LAS CONSTANTES DE LA LEY DE JOHNSON-COOK EN LOS RESULTADOS A NIVEL LOCAL Y GLOBAL

I. RESULTADOS DEL ESTUDIO PARAMÉTRICO

I.1. VARIANDO EL PARÁMETRO “A”

A continuación, en la Figura I.1, se muestran los resultados de fuerzas en la dirección 1 (la de la velocidad de corte), de aquí en adelante, fuerzas de corte, para los dos coeficientes de fricción estudiados ($\mu=0$ y $\mu=0,6$), en los casos en los que se ha variado respecto de su valor real la constante “A” del material.

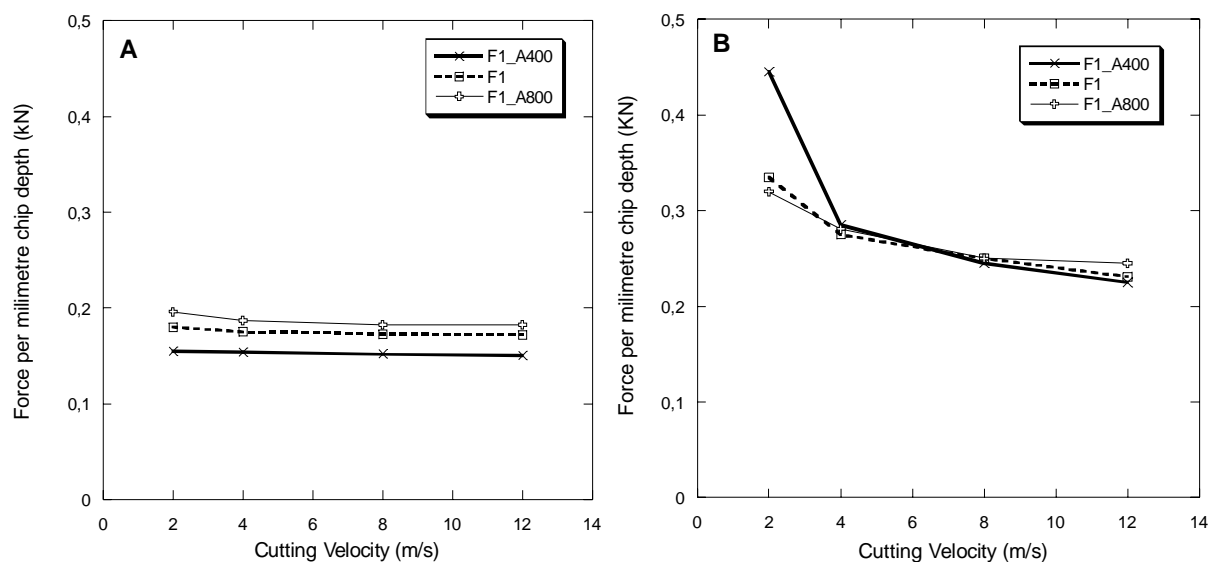


Figura I.1. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Se observan grandes diferencias entre las fuerzas de corte obtenidas en ambos casos. Estas diferencias eran de prever, ya que al existir fricción entre los dos sólidos, aparecen fenómenos en la viruta que afectan a las fuerzas obtenidas, inexistentes en los casos de fricción nula.

En los casos de fricción nula, las fuerzas de corte aumentan con el valor de la constante “A”, resultado lógico si observamos la Figura I.2 en la que se representan las curvas tensión-deformación en el estado plástico (utilizando la ley de Johnson-Cook) para los tres valores de “A” estudiados.

Como ya se ha dicho anteriormente, en la ley de Johnson-Cook, la constante “A” representa el límite elástico a temperatura ambiente en condiciones de baja velocidad de deformación. En la Figura I.2 se puede comprobar, como al variar la constante “A”, la curva se desplaza de forma aditiva, dando lugar a un material más duro, y en consecuencia, necesitando más fuerza para su correcto mecanizado.

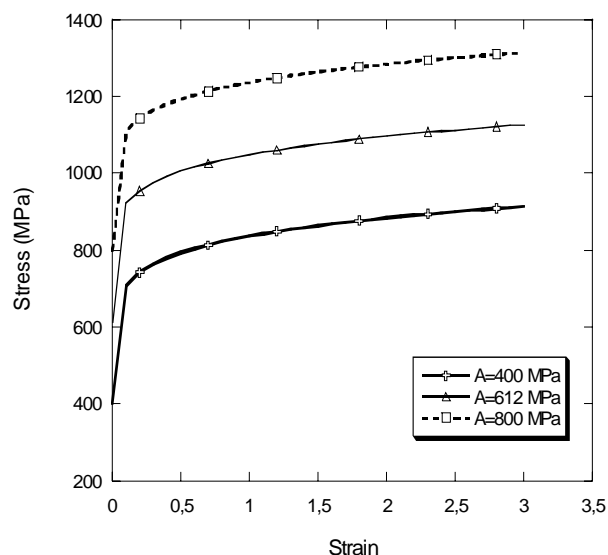


Figura I.2. Variación de la curva tensión-deformación debido a la constante “A”

Adicionalmente, se puede observar como los resultados de fuerzas de corte para $\mu=0$ no varían al elevar la velocidad de corte del mecanizado.

Cabe recordar, que las fuerzas son la integral de las tensiones, por lo que los resultados de fuerzas están directamente relacionados con las curvas de tensiones. Por ello, las fuerzas de corte están relacionadas con las presiones y las tangenciales con las tensiones debidas a la fricción.

De una forma más gráfica, las fuerzas dependen de la forma que tenga la distribución de presiones, pudiéndose reducir la comparación de estas fuerzas a las diferencias entre las tensiones máximas, las longitudes de contacto y las pendientes de las distribuciones obtenidas en cada caso.

En la Figura I.3 se muestran las distribuciones de presiones para los casos extremos con fricción nula. Éstas se utilizarán para explicar los resultados de fuerzas de corte debidas a la variación de la constante “A”.

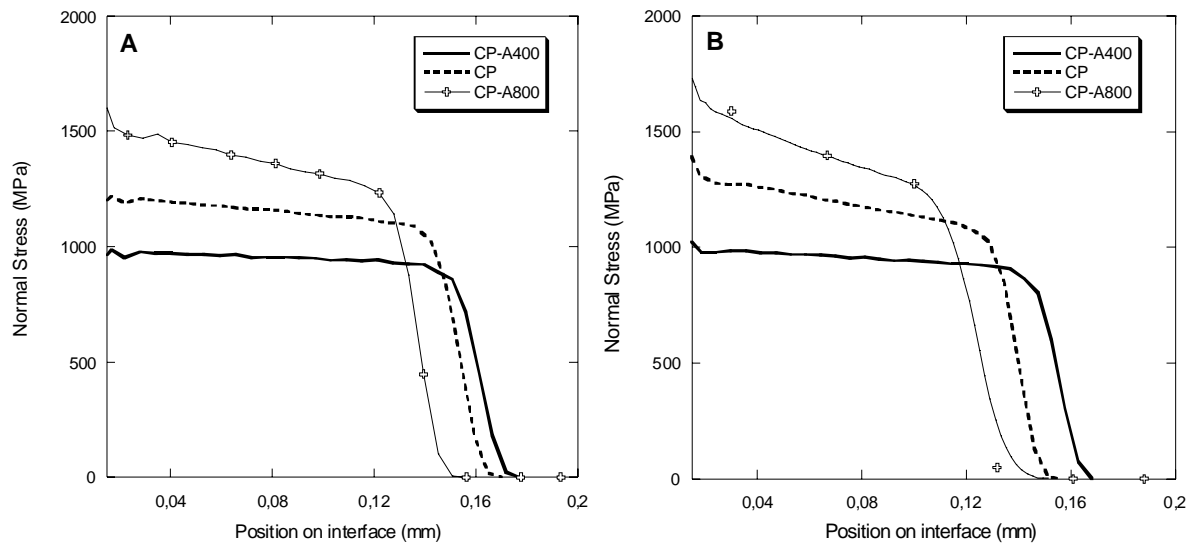
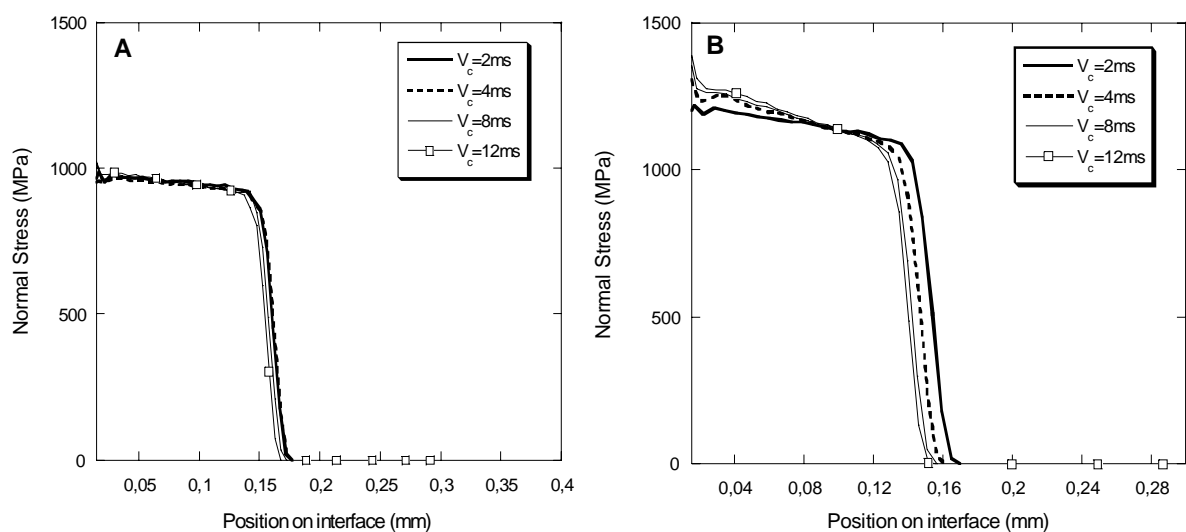


Figura I.3 Tensiones normales para los casos de velocidad de corte extremos para $\mu=0$
(A-2m/s; B-12m/s)

Las presiones máximas se producen al elevar el valor de “A”, al contrario de lo que ocurre con la longitud de contacto, la cual es mayor al disminuir esta constante, como se verá con detalle más adelante. Si a esto se le añade la similitud de distribución de presiones, en cuanto a la pendiente, entre los diferentes valores de “A”, se explica la poca diferencia que existe entre las fuerzas obtenidas con uno y otro valor de esta constante. Esta pequeña diferencia que existe entre ellas se debe a que las tensiones normales obtenidas para cada valor de “A” difieren más de lo que lo hacen las longitudes de contacto, provocando una mayor concentración de presiones a lo largo de la interfase al aumentar esta constante.

En la Figura I.4 se presentan las distribuciones de presiones para cada valor de “A” en todo el rango de velocidades de corta estudiado.



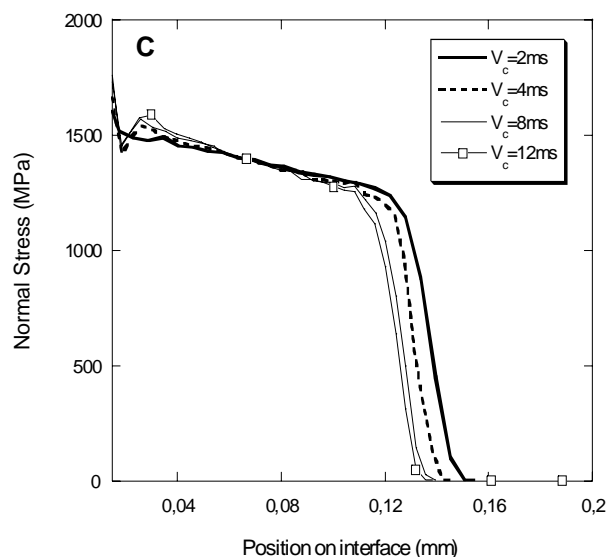


Figura I.4. Tensiones normales para valor de “A” para $\mu=0$
(A-A=400MPa; B-A=612MPa; C-A=800MPa)

Se puede comprobar, como las tensiones máximas apenas varían al acelerar el proceso de mecanizado, produciéndose, únicamente un mínimo aumento de pendiente en las distribuciones.

Se observa como las longitudes de contacto disminuyen mínimamente con la aceleración del proceso, resultados que se verán con más detalle más adelante.

En los casos con un coeficiente de fricción de 0,6, los resultados de fuerzas de corte son muy distintos, como se puede comprobar en la Figura I.1-B. A continuación se comentarán y se mostrarán los datos locales y macroscópicos que explican estos resultados.

Se observa en la Figura I.1-B como para bajas velocidades de corte, existen grandes diferencias de fuerzas de corte entre los tres valores de “A” estudiados, y a medida que se acelera el proceso (por encima de 4m/s) se igualan.

Cabe destacar, que con fricción 0,6 y para bajas velocidades de corte, el valor de “A” que necesita mayores fuerzas para ser mecanizado es contrario al obtenido con coeficiente de fricción nula. Es decir, para este último caso, el material es más duro al aumentar la “A”, al contrario de lo que ocurre al existir fricción entre los dos sólidos. Este resultado no concuerda con lo observado en la Figura I.2, en la que se veía como la curva tensión-deformación se desplazaba positivamente en dirección vertical al aumentar la constante “A”. Esto es debido a que se forman virutas mucho más grandes para estos casos que con fricción nula, provocando una mayor longitud de contacto, y en consecuencia creando una mayor dependencia de las longitudes en los resultados de fuerzas de corte.

En las siguientes gráficas (Figura I.5) se muestran los resultados de tensiones normales para los casos con $\mu=0,6$ variando la constante “A”.

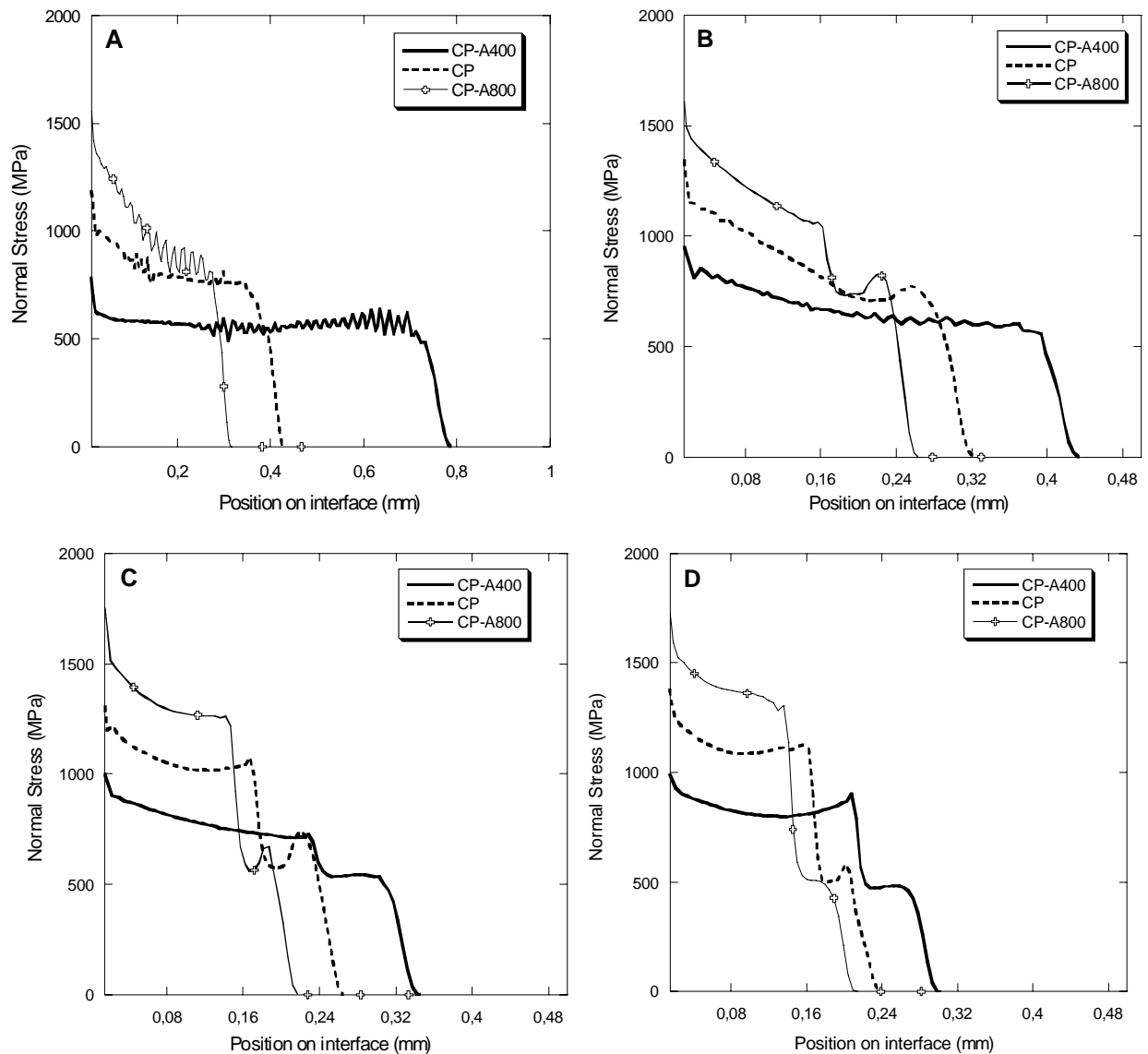


Figura I.5. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A-2m/s; B-4m/s; C-8m/s; D-12m/s)

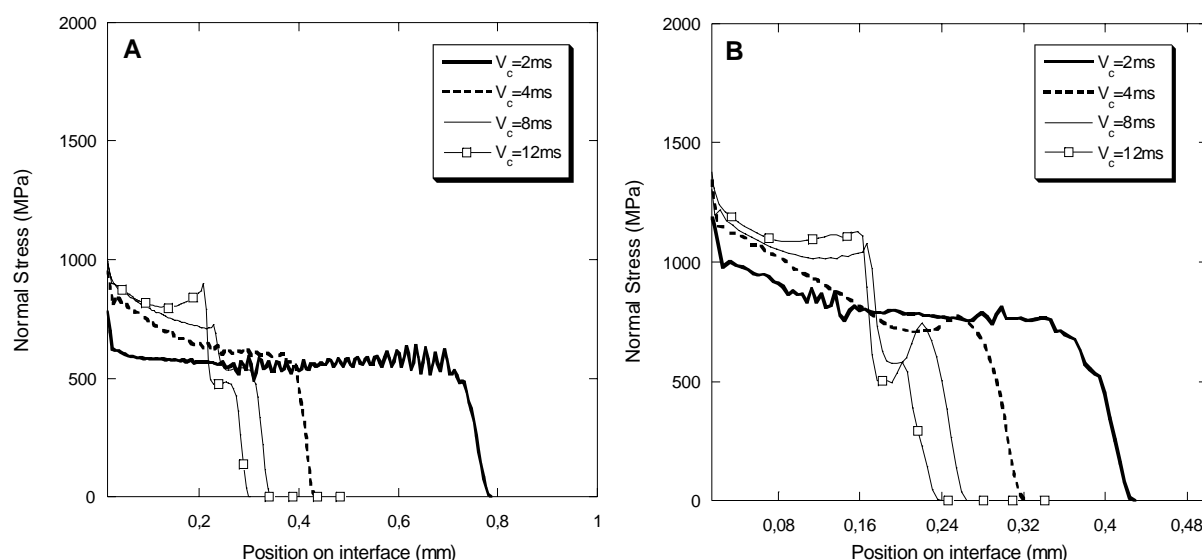
Si se comparan las tensiones máximas para cada valor de “A” en cada caso estudiado, se puede ver como son en cualquier caso mayores al incrementar el valor de esta constante. Al contrario de lo que ocurre con las longitudes de contacto, las cuales son mayores para el menor valor de “A”.

Cabe destacar, que para bajas velocidades de corte, estas diferencias de longitudes de contacto obtenidas con los tres distintos valores de “A”, son mucho mayores, como se verá posteriormente

Por ello, existe una gran diferencia entre la fuerza obtenida, a bajas velocidades de corte, para el menor valor de “A” y los dos restantes. Este resultado contrasta con lo que se esperaba según la Figura I.2, en la que se veía como las tensiones son mayores al aumentar el valor de “A”, y por lo tanto las fuerzas deberían también ser más altas. Este resultado para bajas velocidades se da, como ya se ha dicho anteriormente, debido a las virutas tan grandes que se obtienen para estos casos, provocando mayores longitudes de contacto y en consecuencia mayores fuerzas, sin importar las tensiones máximas creadas. Por lo tanto se puede decir que al existir fricción y para bajas velocidades de corte las fuerzas dependen más de las longitudes de contacto que de las presiones máximas.

En la Figura I.6 se presentan las distribuciones de presiones para cada valor de “A” para cada valor de “A” en todo el rango de velocidades de corte estudiado, con ellas se explicará la variación en las fuerzas al acelerar el proceso de mecanizado.

Se observa como al elevar la velocidad de corte, las tensiones máximas aumentan, de una forma más exagerada para el menor valor de “A”.



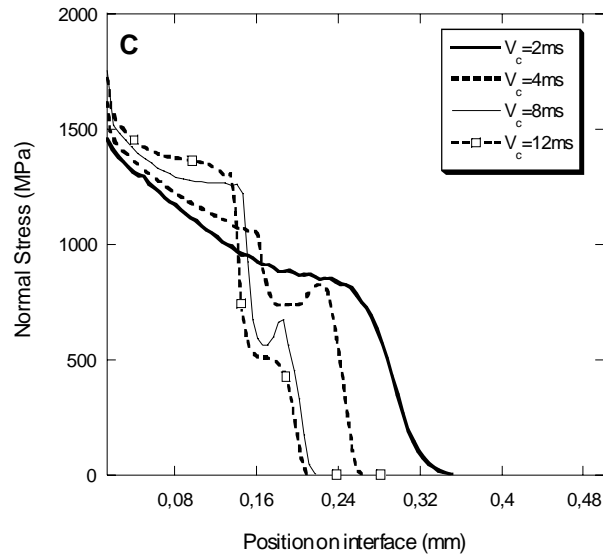


Figura I.6. Tensiones normales para valor de “A” para $\mu=0,6$
(A-A=400MPa; B-A=612MPa; C-A=800MPa)

En la Figura 1.7 se muestran los resultados de longitudes de contacto obtenidas para todos los casos estudiados en los que se ha variado el valor de “A”.

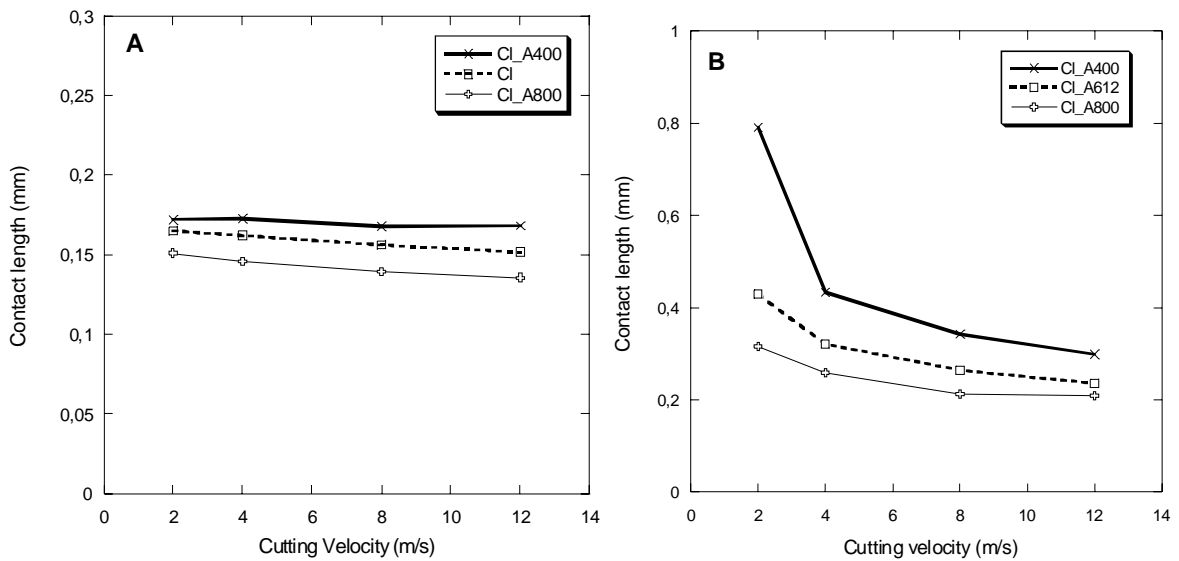


Figura I.7. Longitudes de contacto (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

En cambio, en la Figura I.7-A se observa como para $\mu=0$ esta longitud apenas varía al aumentar la velocidad de corte, siendo en cualquier caso mayor al aumentar la “A”. Resultado que explica la inexistente variación en las fuerzas de corte que se observa en la Figura I.1-A.

Las longitudes de contacto para $\mu=0,6$ disminuyen con la aceleración del mecanizado, también en mayor medida al disminuir el valor de esta constante, como se puede comprobar en la Figura I.7-B. Estos resultados explican la bajada que sufren las fuerzas de corte, para cualquier valor de “A”, al aumentar la velocidad de corte, como se muestra en la Figura I.1-B.

Se puede concluir, que para estos casos en los que se varía la constante “A”, la característica de la viruta más influyente en las fuerzas de corte con respecto al incremento de la velocidad de corte es la longitud de contacto, ya que las tensiones máximas apenas varían.

Las fuerzas de avance para los dos valores de coeficiente de fricción estudiado se muestran en la siguiente Figura I.8.

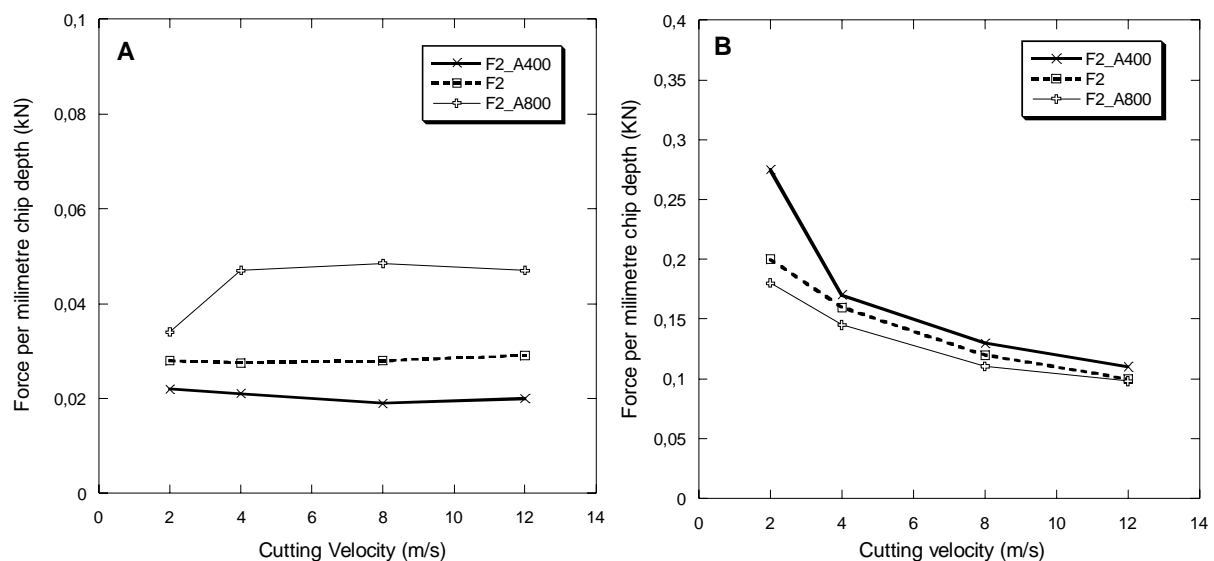


Figura I.8. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Las fuerzas de avance para $\mu=0$ son únicamente debidas al radio de punta de la herramienta, como ya se ha explicado con la Figura VI.6. En la Figura I.8 se puede ver como al no existir fricción las fuerzas de avance aumentan con el valor de “A”, contrario al existir un coeficiente de rozamiento de 0,6. Además, para los casos con fricción nula, las fuerzas de avance se mantienen constantes a lo largo del rango de velocidades de corte estudiado.

Estos resultados se explican con las distribuciones de tensiones tangenciales, inexistentes en el caso de fricción nula. Con respecto a los casos con $\mu=0,6$, al igual que para las fuerzas de corte, las fuerzas de avance dependerán del área bajo las distribuciones de tensiones tangenciales, las cuales están relacionadas con las tensiones tangenciales máximas, pendientes de la distribuciones y las longitudes de contacto.

De la misma forma que ocurría para las fuerzas de corte, las tangenciales para bajas velocidades de corte difieren de una forma más exagerada al disminuir esta constante, la cual es muy superior a las otras, como se puede observar en la Figura I.8-B.

En las siguientes gráficas (Figura I.9) se presentan los resultados de tensiones tangenciales para cada una de las velocidades de corte estudiadas.

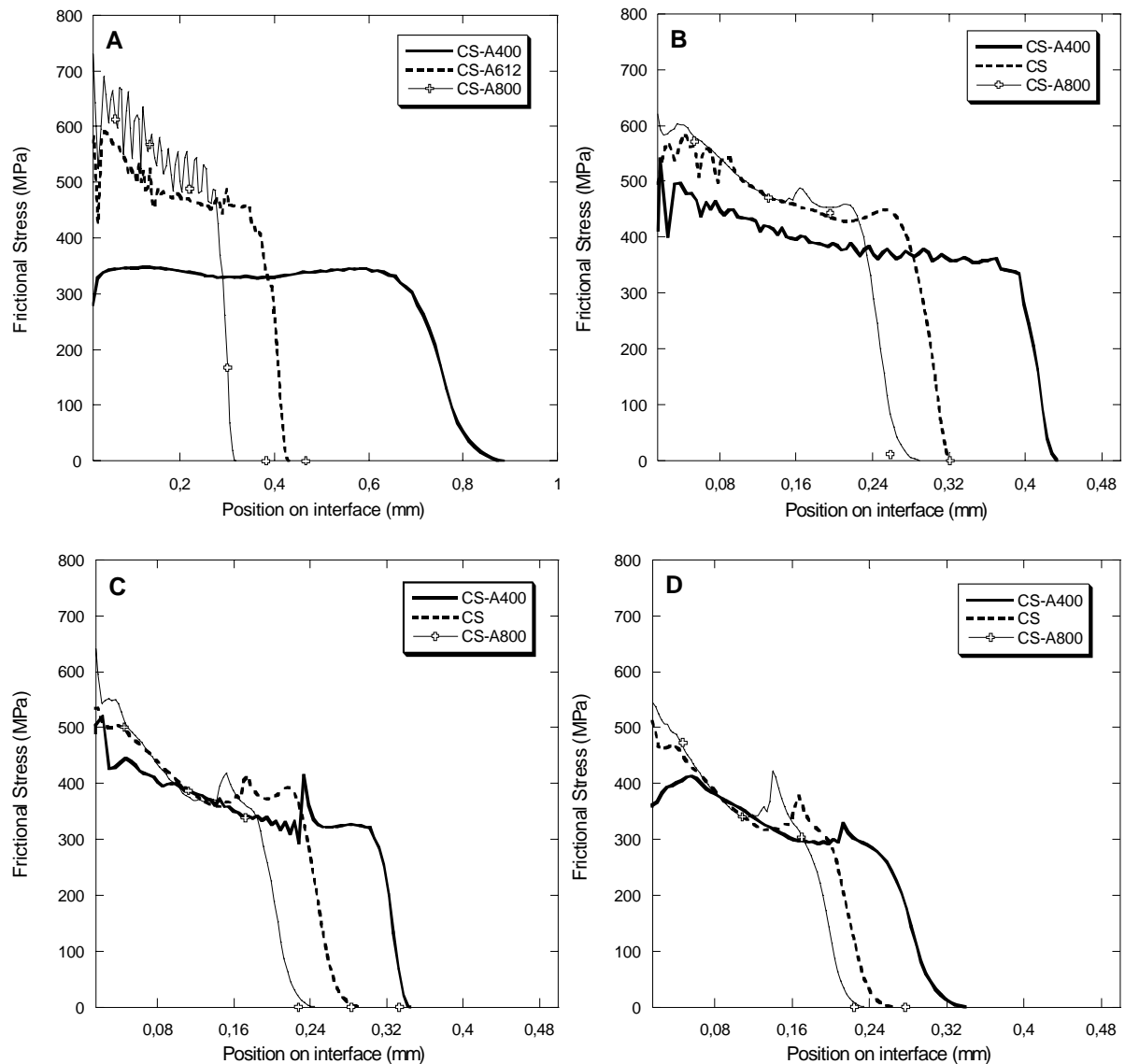


Figura I.9. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A-2m/s; B-4m/s; C-8m/s; D-12m/s)

Se puede comprobar como las diferencias que existen entre las fuerzas de avance obtenidas para cada valor de “A” no se deben a las tensiones máximas tangenciales, ya que son superiores las obtenidas al elevar la constante “A”, sino a las grandes diferencias que existen entre las longitudes de contacto,

como se puede comprobar en la Figura I.7-B, que compensan, e incluso sobrepasan las diferencias en las tensiones máximas, al igual que ocurría con las fuerzas de corte.

Para dar una explicación a la variación de resultados de fuerzas de avance con respecto a las velocidades de corte, se muestran en la Figura I.10 las distribuciones para cada material en todo el rango de velocidades de corte estudiado.

En ellas se puede ver, como las longitudes de contacto disminuyen considerablemente, mientras que las tensiones máximas apenas varían con el aumento de la velocidad de corte, lo que explica la reducción de fuerzas de avance con la aceleración del proceso.

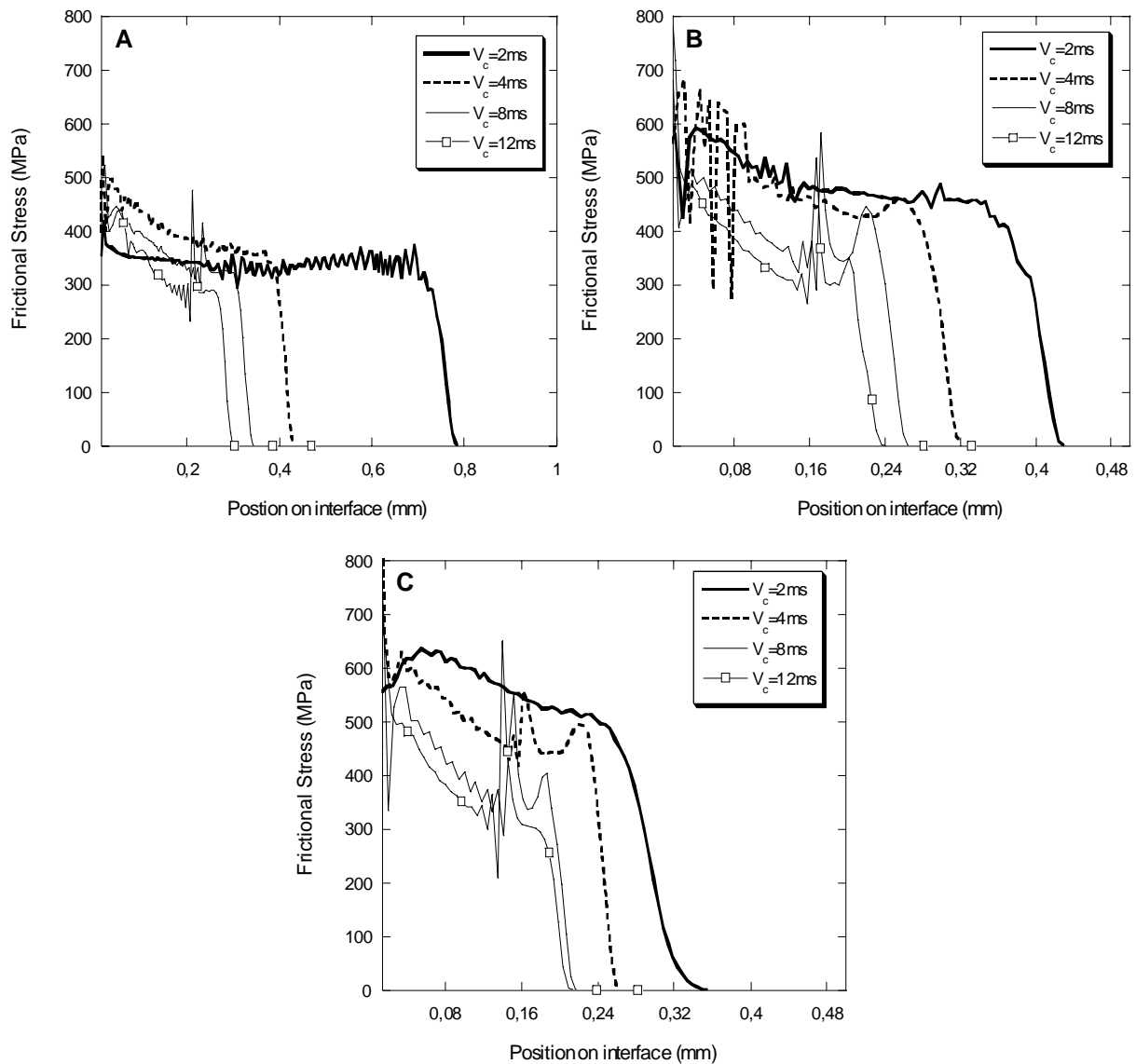


Figura I.10. Tensiones tangenciales para cada valor de “A” para $\mu=0,6$
(A-A=400MPa; B-A=612MPa; C-A=800MPa)

I.2. VARIANDO EL PARÁMETRO “C”

En la Figura I.11, se muestran las fuerzas de corte obtenidas, para los dos tipos de coeficiente de fricción estudiados, en función de los valores de la constante “C” estudiadas y de las velocidades de corte.

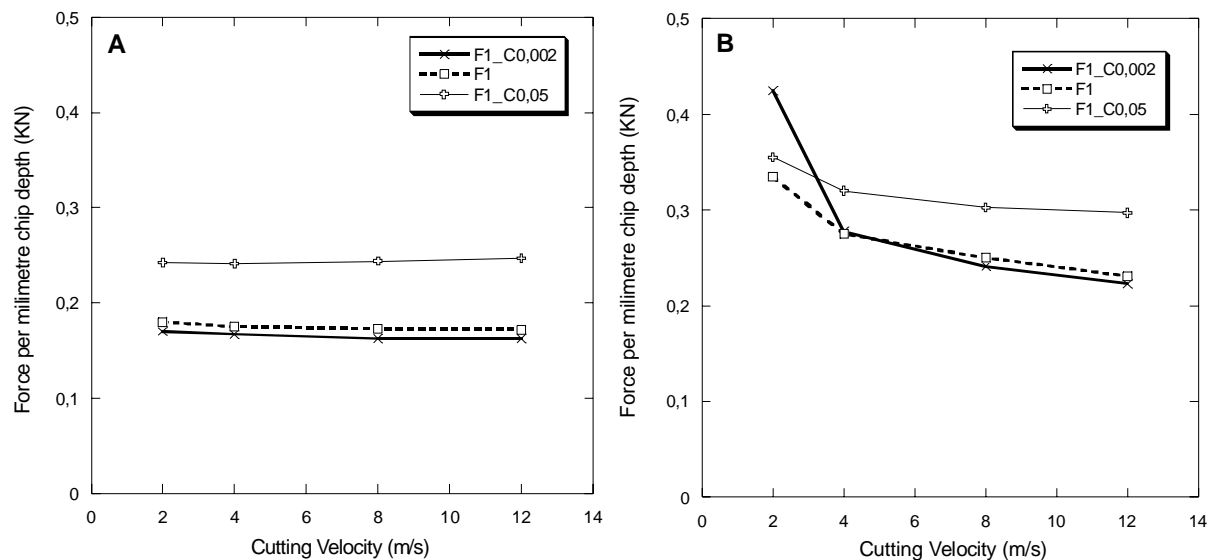


Figura I.11. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Se puede comprobar, como las fuerzas de corte resultantes, para los dos coeficientes de fricción estudiados, son mayores al incrementar el valor de “C”. También se observa una fuerza constante a lo largo del rango de velocidades de corte estudiado para $\mu=0$. Resultado distinto de lo que ocurre cuando $\mu=0,6$, las fuerzas de corte disminuyen con la aceleración del proceso.

En la Figura I.12 se presentan las distribuciones de tensiones normales para cada una de la velocidades de corte para $\mu=0$. Se observa como las presiones máximas más elevadas se crean al incrementar la “C”, siendo muy parecidas las longitudes de contacto, como se verá con más detalle más adelante. Por ello, y debido a que las fuerzas de corte son la integral de las tensiones en el mismo sentido, se explica que las fuerzas de corte sean mayores al aumentar el valor de “C”.

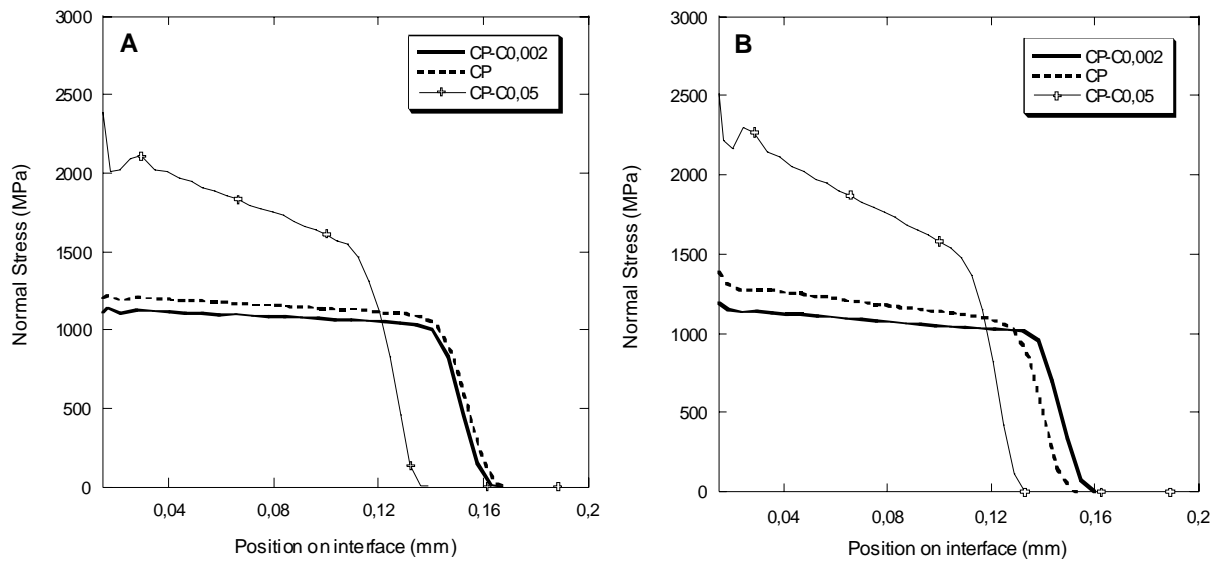


Figura I.12. Tensiones normales para los casos de velocidad de corte extremos para $\mu=0$ (A-2m/s; B-12m/s)

Estos resultados eran de esperar, ya que si se observa la siguiente gráfica (Figura I.13), se puede observar como al elevar el valor de la constante “C”, y para una misma velocidad de deformación, el material se endurece, necesitando en consecuencia mayores fuerzas para su mecanizado.

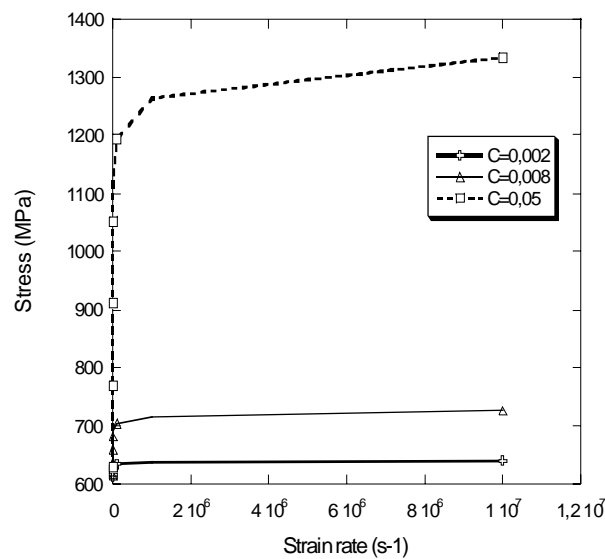


Figura I.13. Curvas tensión-velocidad de deformación para los tres valores de “C”

A continuación, en la Figura I.14 se presentan las distribuciones de tensiones normales, individualmente, para cada valor de “C”, en los cuatro regímenes de mecanizado estudiados.

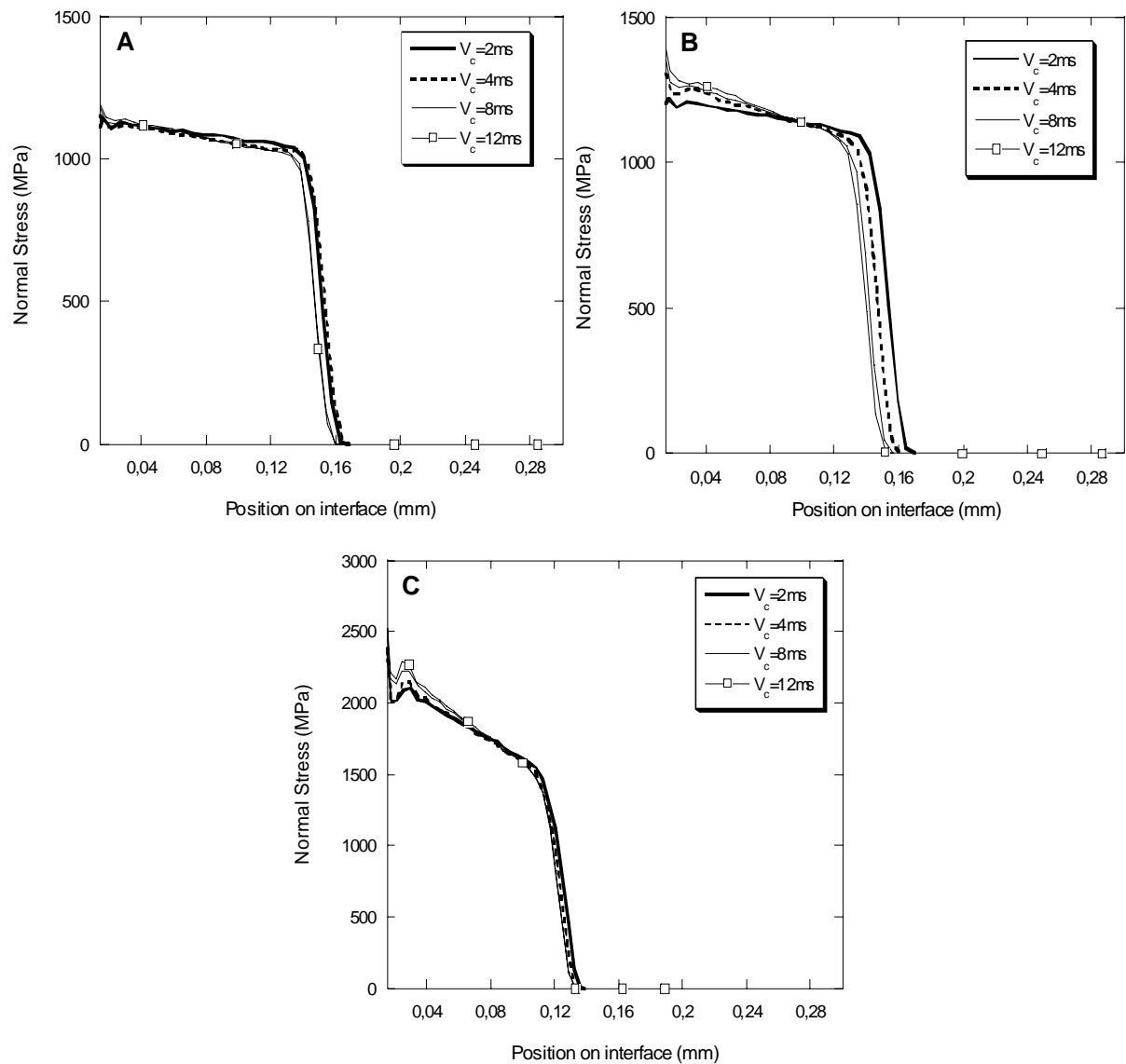


Figura I.14. Tensiones normales para cada valor de “C” para $\mu=0$
(A- $C=0,002$; B- $C=0,008$; C- $C=0,05$)

Se puede comprobar como las distribuciones de tensiones normales, cuando no existe fricción entre los sólidos, apenas varían con el aumento de velocidad de corte, únicamente produciéndose una pequeña disminución de la longitud de contacto, resultado que se puede verificar más adelante.

Al existir fricción entre los sólidos, los resultados de fuerzas de corte difieren bastante respecto de los obtenidos con fricción nula, como se puede comprobar en la Figura I.11-B. Estas fuerzas siguen siendo mayores al aumentar el valor de la constante “C”, exceptuando para bajas velocidades de corte, en las cuales es mayor la fuerza de cortes obtenida para el menor valor de “C”. Este resultado atípico se da,

como ya se ha comentado con anterioridad, debido a la aparición de distintos factores (altas temperaturas, adherencia de material a la herramienta, etc.), inexistentes en los casos con fricción nula.

A continuación, en la Figura I.15 se muestran las distribuciones de presiones para cada velocidad de corte.

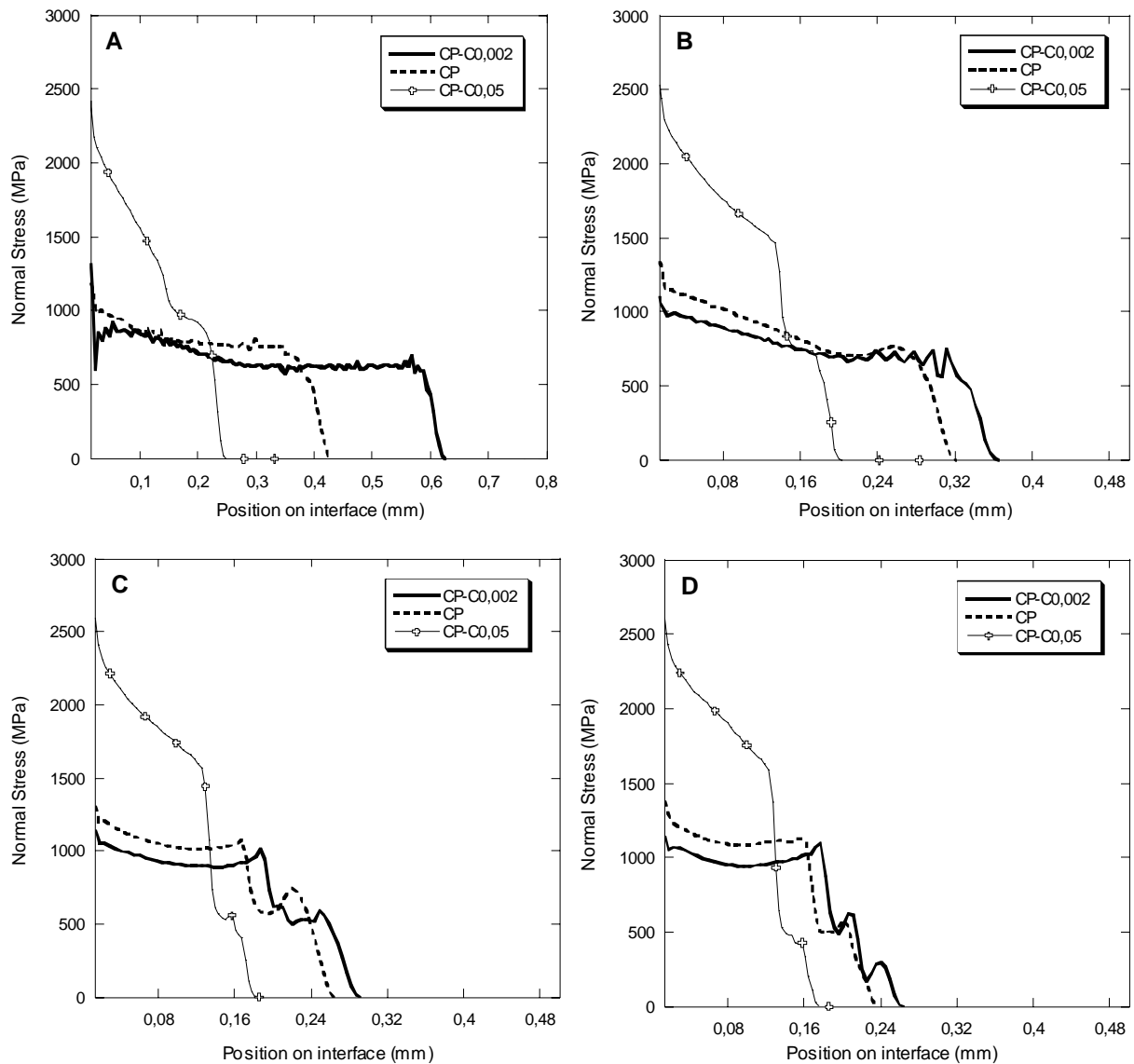


Figura I.15. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A- 2m/s; B- 4m/s; C- 8m/s; D- 12m/s)

Se puede comprobar como las tensiones normales máximas se dan, a cualquier velocidad de corte, para el mayor valor de “C”, existiendo grandes diferencias entre ellas. Además, al aumentar el valor de “C”, aumenta la pendiente de la distribución de presiones.

Las fuerzas son mayores al aumentar esta constante debido a esta gran diferencia que existe entre las presiones máximas, diferencias más significativas de las que existen entre las longitudes de contacto, las cuales casi se igualan al aumentar la velocidad de corte, como se verá más adelante.

Como se dijo anteriormente, la relación entre las fuerzas de corte para bajas velocidades de corte se invierte con respecto a lo ocurrido para los demás casos. Esto es debido a que en este caso, al igual que ocurría al variar “A”, la viruta es muy grande produciendo una gran longitud de contacto, y en consecuencia provocando una gran dependencia de la longitud de contacto en los resultados de fuerzas.

Para estudiar lo que ocurre al acelerar el proceso de mecanizado, en la Figura I.16 se presentan las distribuciones de presiones para cada valor de “C”.

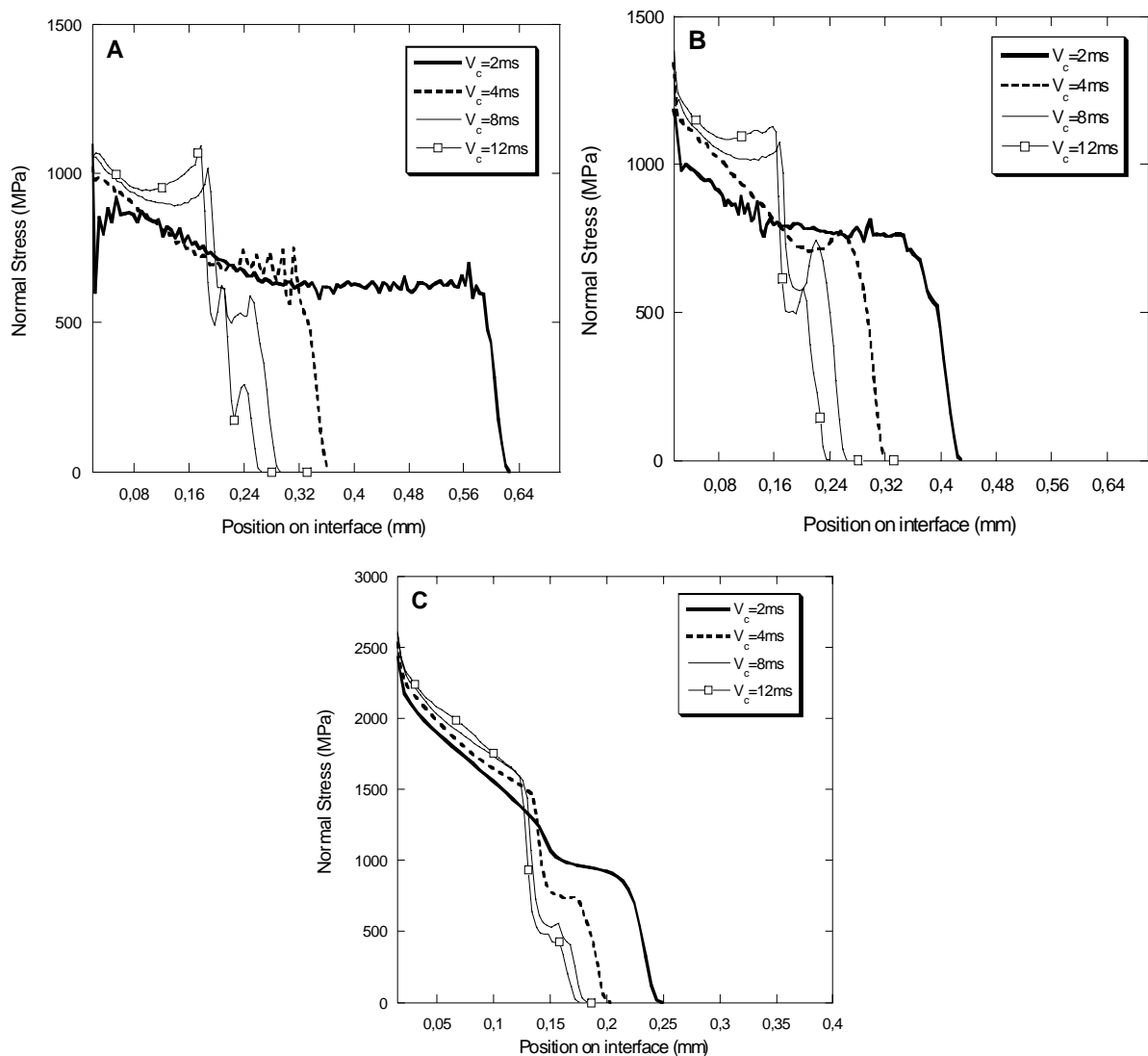


Figura I.16. Tensiones normales para cada valor de “C” para $\mu=0,6$ (A- $C=0,002$; B- $C=0,08$; C- $C=0,05$)

Se observa como las tensiones normales máximas apenas varían con el incremento de la velocidad de corte, por lo que este dato no es el causante principal de que las fuerzas bajen al incrementar la velocidad. Se puede ver claramente, como la causante de esta reducción de fuerza de corte, es la disminución de la longitud de contacto al acelerar el mecanizado de la pieza.

Para una mejor interpretación de los resultados de longitudes de contacto, se muestra, en la Figura I.17 la variación para cada valor de “C” y para cada coeficiente de fricción estudiado.

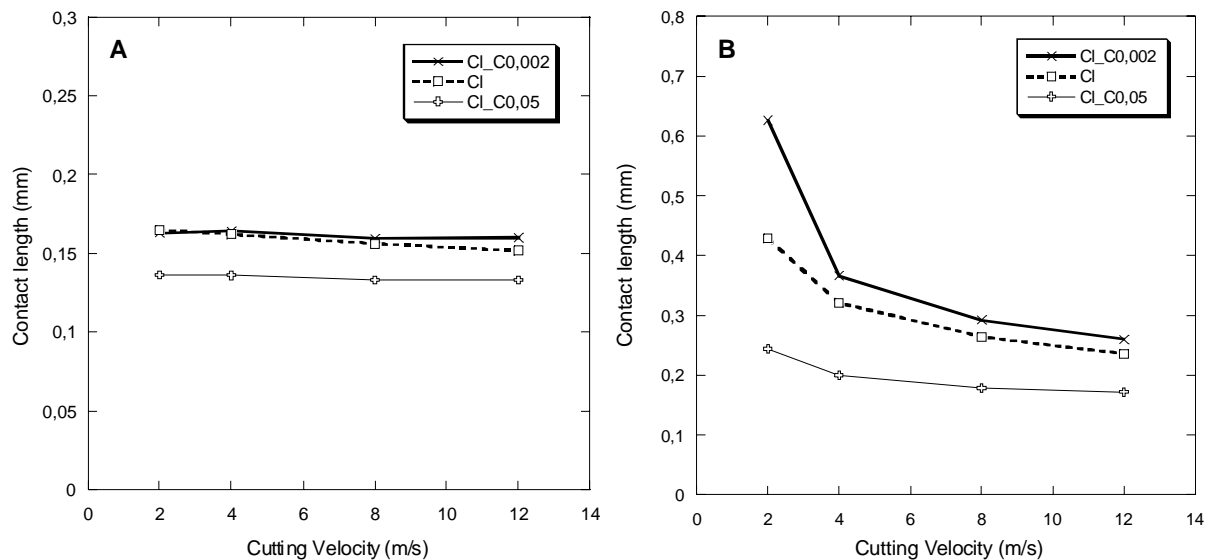


Figura I.17. Longitudes de contacto (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Se observa, como ya se dijo con anterioridad, que la longitud de contacto para $\mu=0$ es siempre mayor al disminuir el valor de “C”, permaneciendo prácticamente constante con el incremento de la velocidad de corte.

Para $\mu=0,6$, la longitud de contacto es mayor al disminuir el valor de “C”, existiendo una gran diferencia entre ellas para una velocidad de corte de 2m/s, lo cual provoca que, aunque las presiones máximas se den al elevar esta constante, las fuerzas sean mayores para la menor “C”. Al acelerar el proceso de mecanizado, estas diferencias se reducen, trasladando el poder de influencia sobre las fuerzas a las tensiones normales máximas. Así mismo, la longitud de contacto sufre una reducción al incrementar la velocidad de corte, lo cual, como ya se ha dicho antes, favorece a la disminución de la fuerza necesaria para el mecanizado.

Con respecto a las fuerzas de avance, se representan en la Figura I.18 estas fuerzas debidas a la fricción, para los dos tipos de fricción estudiados.

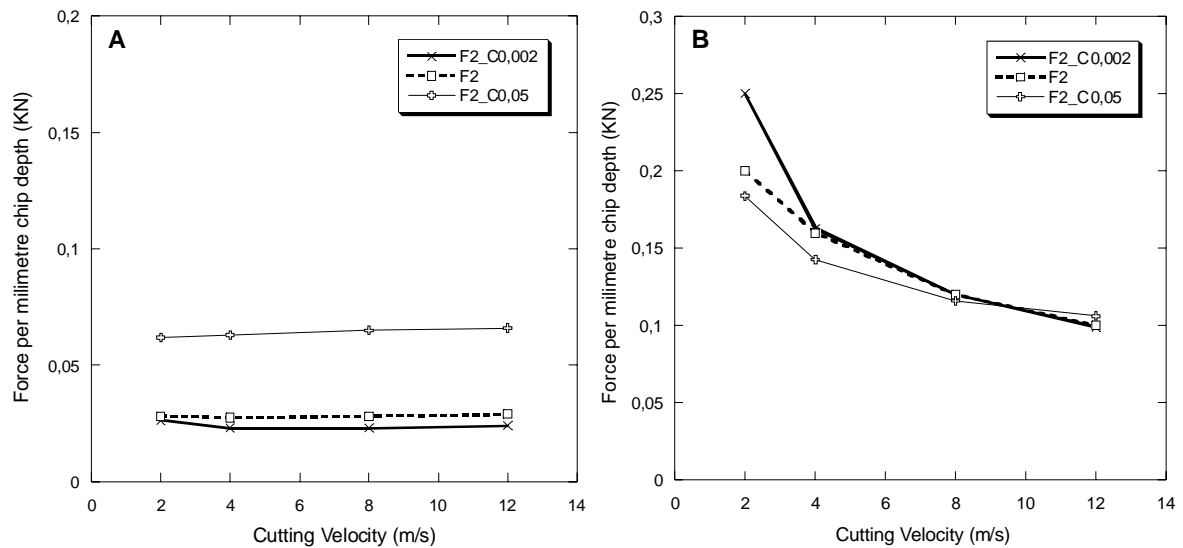
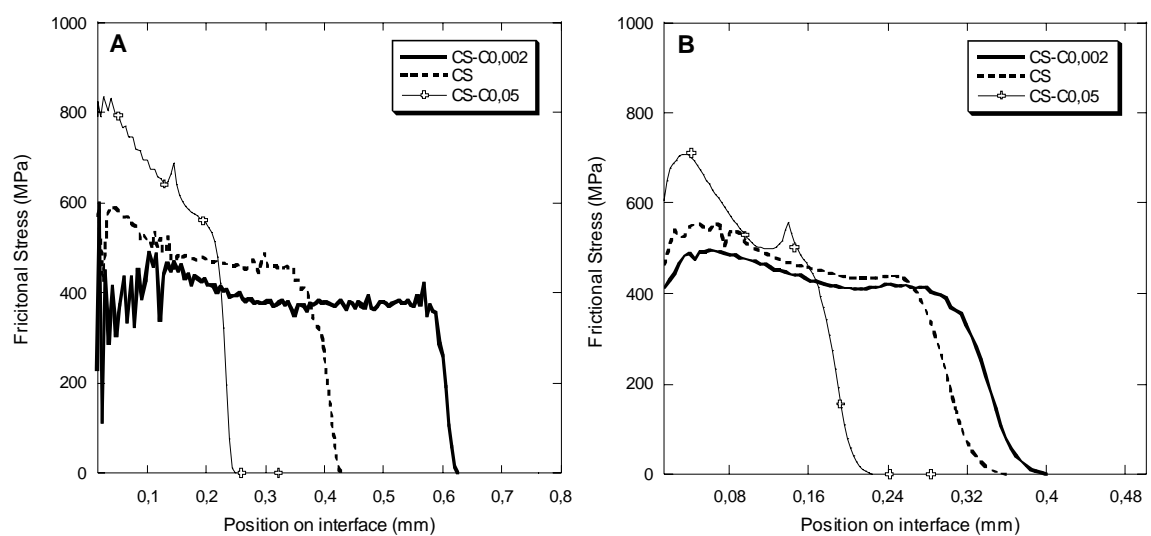


Figura I.18. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Como ya se ha comentado al presentar los mismos resultados para el apartado en el que se varia la constante “A”, las fuerzas de avance cuando no existe rozamiento son únicamente debidas al radio de punta de la herramienta.

En cualquier caso, se observa como para un coeficiente de fricción nulo, son mayores las fuerzas de avance al incrementar el valor de “C”.

Por el otro lado, al aplicarle un rozamiento entre los dos sólidos, los resultados son muy diferentes, siendo mayores las fuerzas de avance, para bajas velocidades de corte, al disminuir el valor de “C”. Esto se explica con los resultados de tensiones tangenciales, mostrados en las siguientes gráficas (Figura I.19).



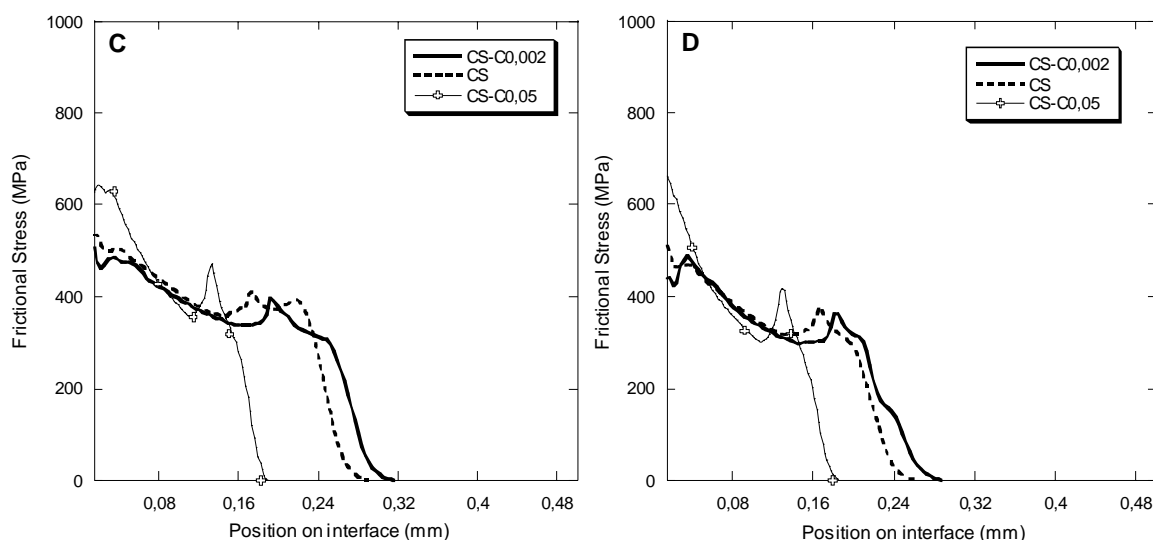


Figura I.19. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Al igual que ocurría con las presiones, las tensiones tangenciales máximas aparecen con el valor de “C” más elevado, al contrario de lo que ocurre con las longitudes de contacto, que como se puede observar son mayores al disminuir el valor de esta constante, como ya se ha visto anteriormente en la Figura I.17-B.

Se puede comprobar como al acelerar el proceso de mecanizado, las diferencias existentes entre las longitudes de contacto y las tensiones máximas para los distintos valores de “C” se reducen, y en consecuencia, las fuerzas de avance obtenidas son muy parecidas.

En la Figura I.20 se muestra el comportamiento del material con respecto a las tensiones tangenciales para cada valor de “C” al elevar la velocidad de corte.

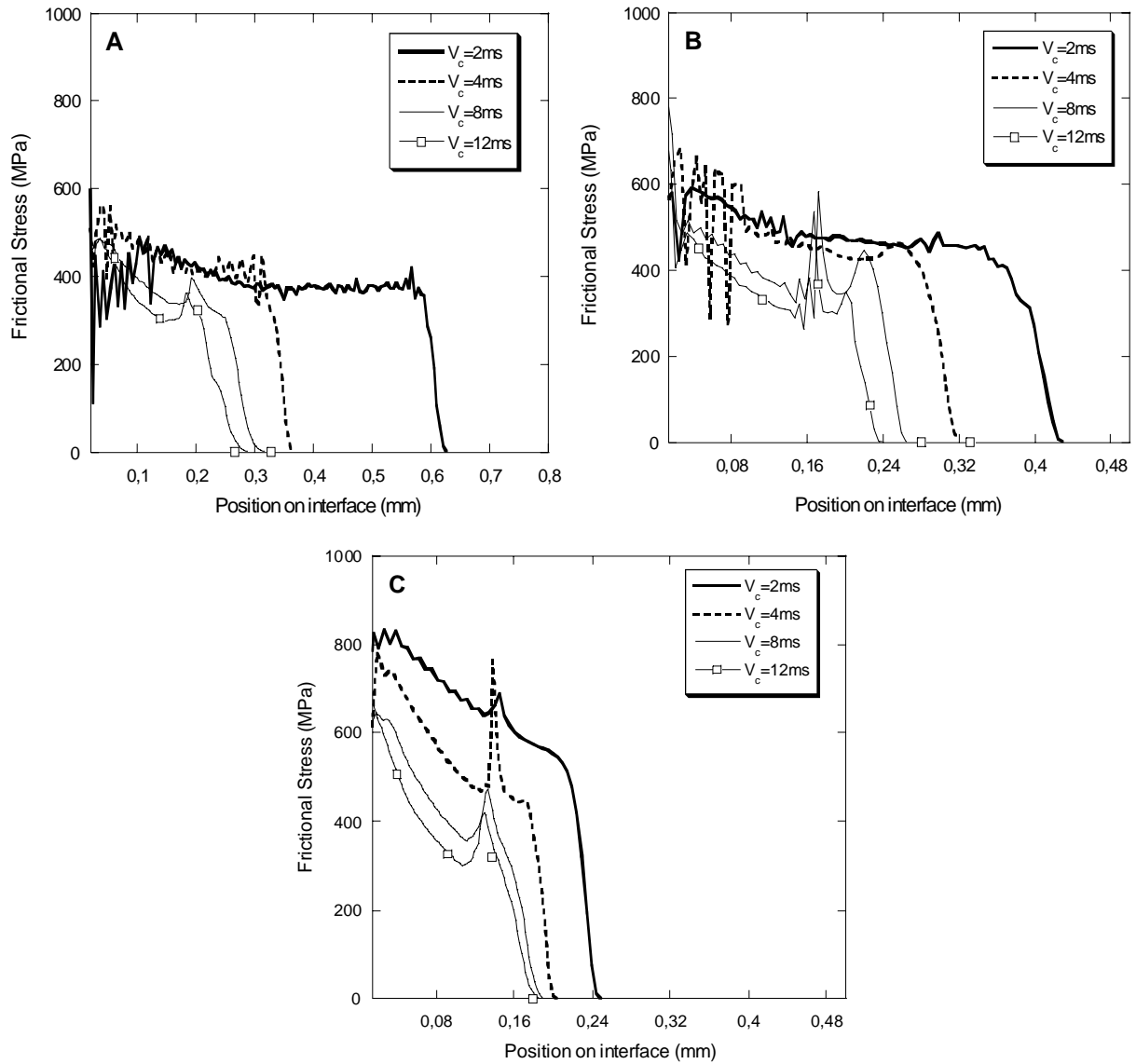


Figura I.20. Tensiones tangenciales para cada valor de “C” para $\mu=0,6$
 (A- $C=0,002$; B- $C=0,08$; C- $C=0,05$)

Se puede comprobar como las tensiones máximas apenas varían con el aumento de la velocidad de corte. No obstante, al elevar el valor de “C” la diferencia entre tensiones tangenciales máximas aumenta considerablemente.

Adicionalmente, se puede observar como las longitudes de contacto para un valor dado de “C”, disminuyen con el incremento de la velocidad de corte., lo que provoca una disminución de a fuerza de avance al elevar al acelerar el proceso.

I.3. VARIANDO EL PARÁMETRO “m”

En la Figura I.21 se muestran los resultados de fuerzas de corte para los casos en los que se ha variado la constante “m”, para los dos casos de coeficiente de fricción.

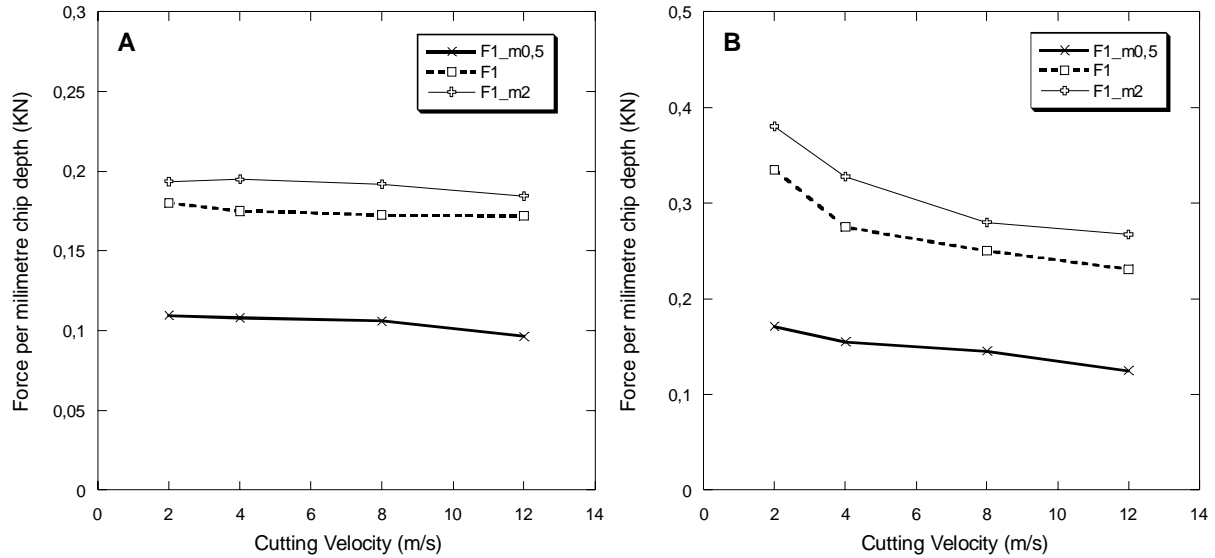


Figura I.21. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Si se comparan los resultados obtenidos con fricción nula y con coeficiente de fricción 0,6, se puede ver como son muy distintos respecto a la variación de éstas al elevar la velocidad de corte. Al no existir rozamiento entre los sólidos, las fuerzas de corte permanecen casi constantes en todo el rango de velocidades de corte estudiado; al contrario de lo que ocurre al implementar un coeficiente de fricción de 0,6, las cuales disminuyen con la aceleración del mecanizado.

Así mismo, se puede ver como las mayores fuerzas de corte se dan al elevar el valor de “m”, resultados que se obtienen para ambos coeficientes de fricción.

Estos resultados de fuerzas de corte eran de esperar, ya que si se observa la Figura I.22, en la que se representa el comportamiento del material con cada uno de los valores de “m” estudiados utilizando la ecuación constitutiva de Johnson-Cook (ver Eq[1]), se puede ver como para unas mismas condiciones de temperatura, la tensión es mayor al aumentar el valor de “m”.

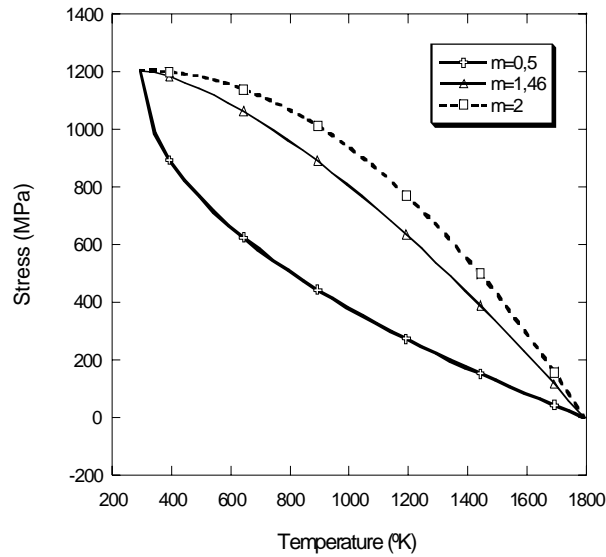


Figura I.22. Curvas tensión-temperatura para los tres valores de “m”

Además se puede comprobar, como el material se ablanda con el aumento de la temperatura, necesitando por lo tanto menor fuerza para su mecanizado, al acelerar el proceso de mecanizado, como se puede comprobar en la Figura I.21-B.

Complementariamente a estos datos recogidos en la Figura I.21, y para dar una comprobar la relación que existe entre las fuerzas de corte y las presiones creadas en la zona de contacto, se muestran en la siguiente gráfica (Figura I.23) las distribuciones de tensiones normales para los casos extremos con coeficiente de fricción nulo.

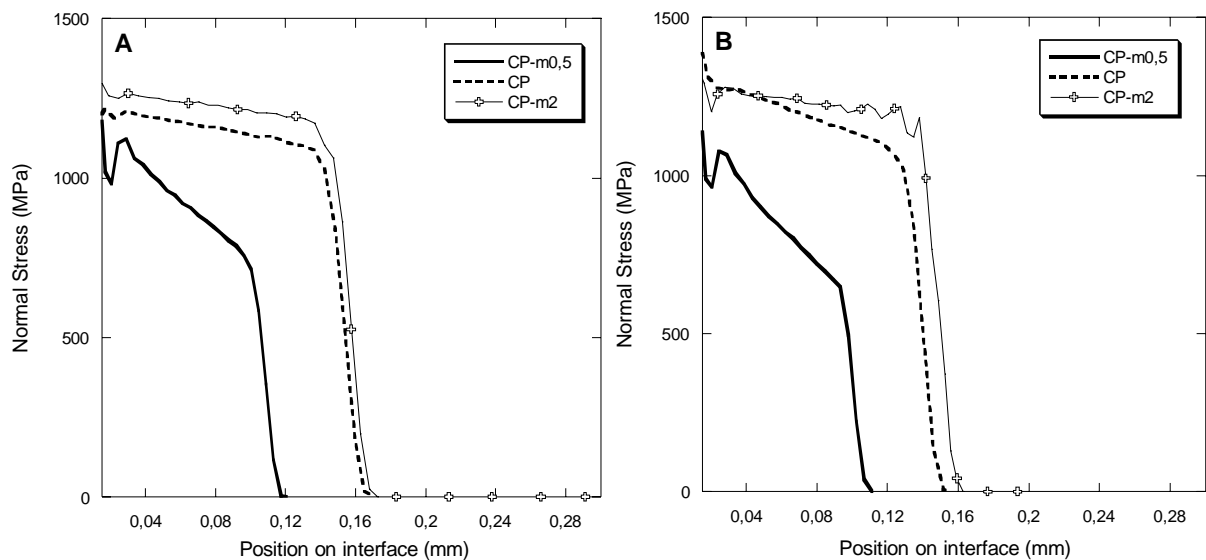


Figura I.23. Tensiones normales para las velocidades de corte extremas para $\mu=0$ (A- 2m/s; B- 12m/s)

Como ya se ha dicho en apartados anteriores, las fuerzas de corte son la integral de las presiones. Teniendo en cuenta esto, se puede ver como, al aumentar la “m”, se crean las presiones máximas más altas, y a la vez tienen mayor longitud de contacto, por lo que se necesitan mayores fuerzas de corte para mecanizar el material.

Para verificar como afecta el aumento de velocidad de corte a cada uno de los valores de “m”, en la Figura I.24 se muestran las gráficas para cada valor de “m” con cada una de las distribuciones de presiones del rango de velocidades estudiado.

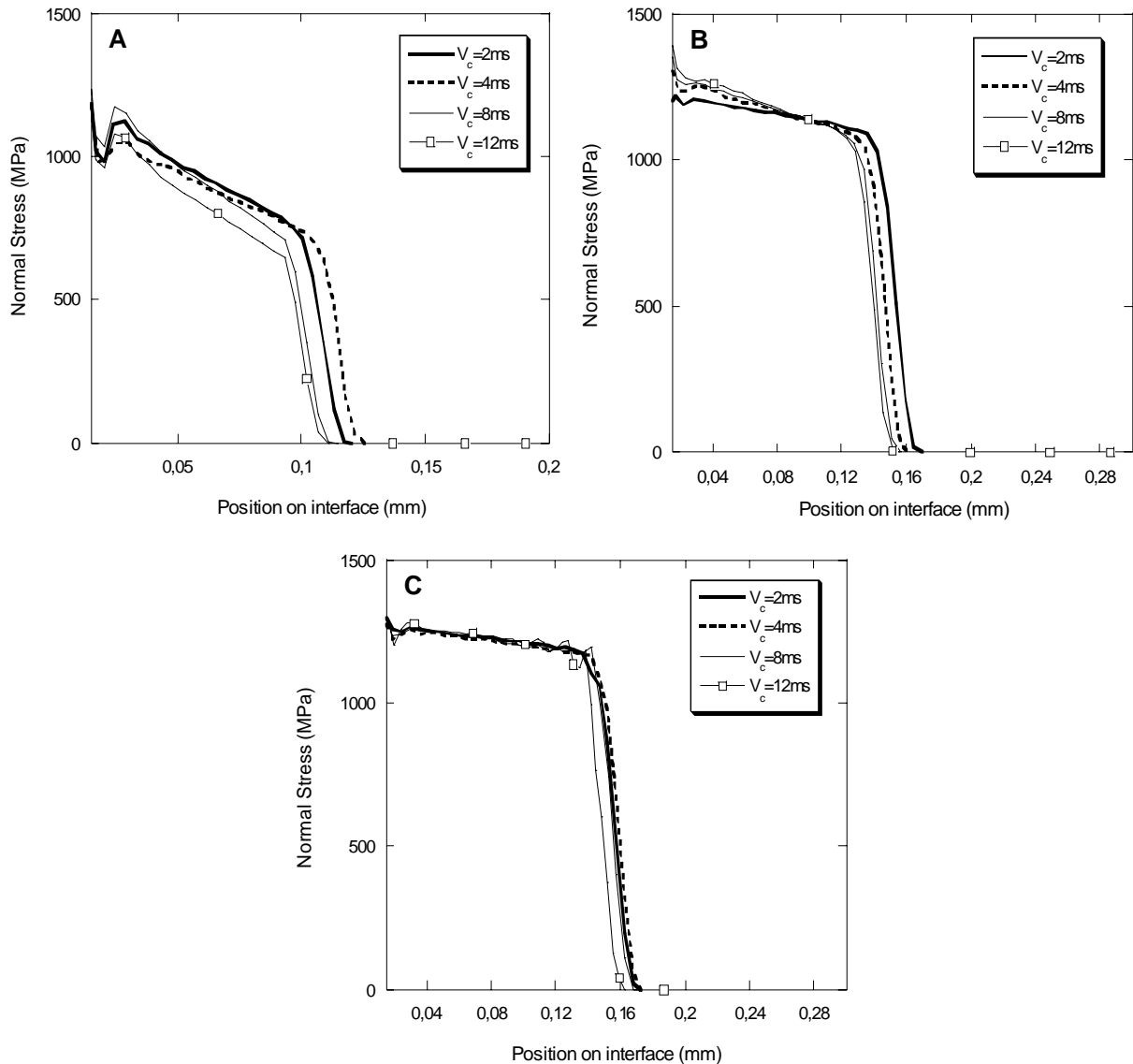
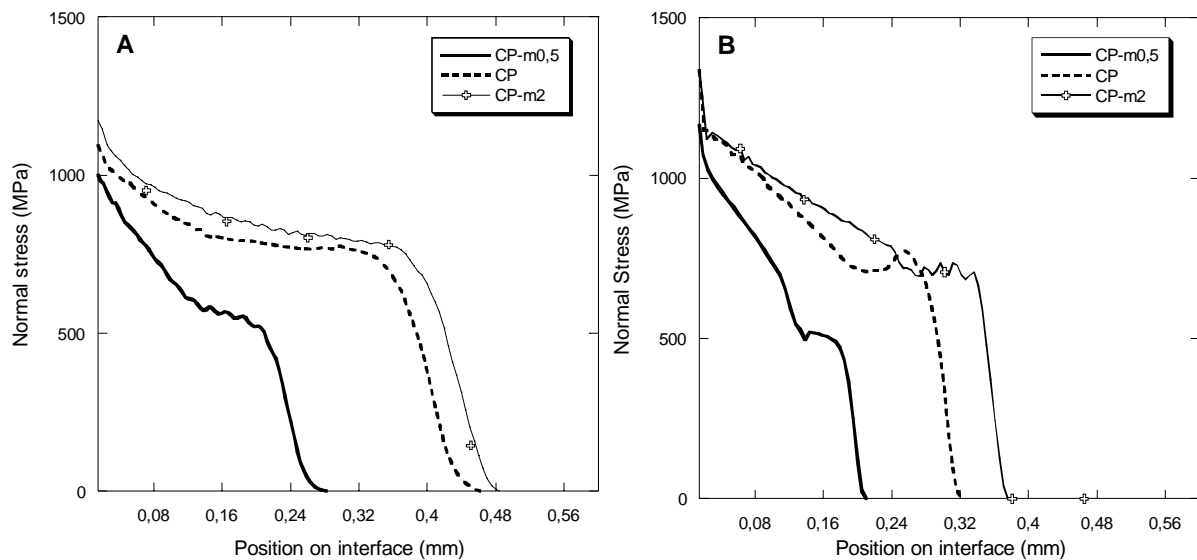


Figura I.24. Tensiones normales para cada valor de “m” para $\mu=0$
(A- $m=0,5$; B- $m=1,46$; $m=2$)

Se puede ver, como para un valor de “m” dado, existe poca variación en las distribuciones obtenidas al acelerar el proceso de mecanizado, por ello las fuerzas de corte obtenidas con una velocidad de corte u otra no varían apenas.

Al existir rozamiento entre los sólidos en contacto, las fuerzas de corte dejan de permanecer invariables con el aumento de velocidad de corte. En estos casos, esta fuerza decrece con la aceleración del proceso. A continuación se va a presentar los resultados que demuestran esto.

En primer lugar, en la Figura I.25, se muestran las distribuciones de presiones para cada velocidad de corte estudiada. Se observa como las presiones máximas se dan para el mayor valor de “m”, reduciéndose las diferencias entre ellas a medida que se aumenta la velocidad de corte. Resultado, que como se ha dicho anteriormente, era de esperar, ya que al disminuir el valor de “m” se ablanda el material, produciendo menores tensiones.



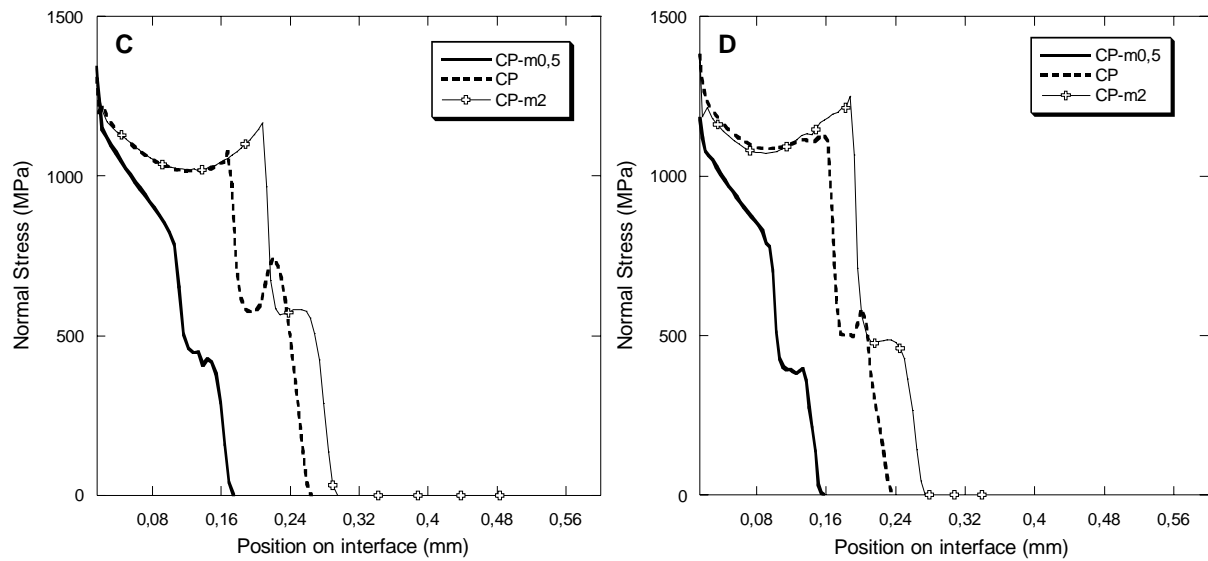
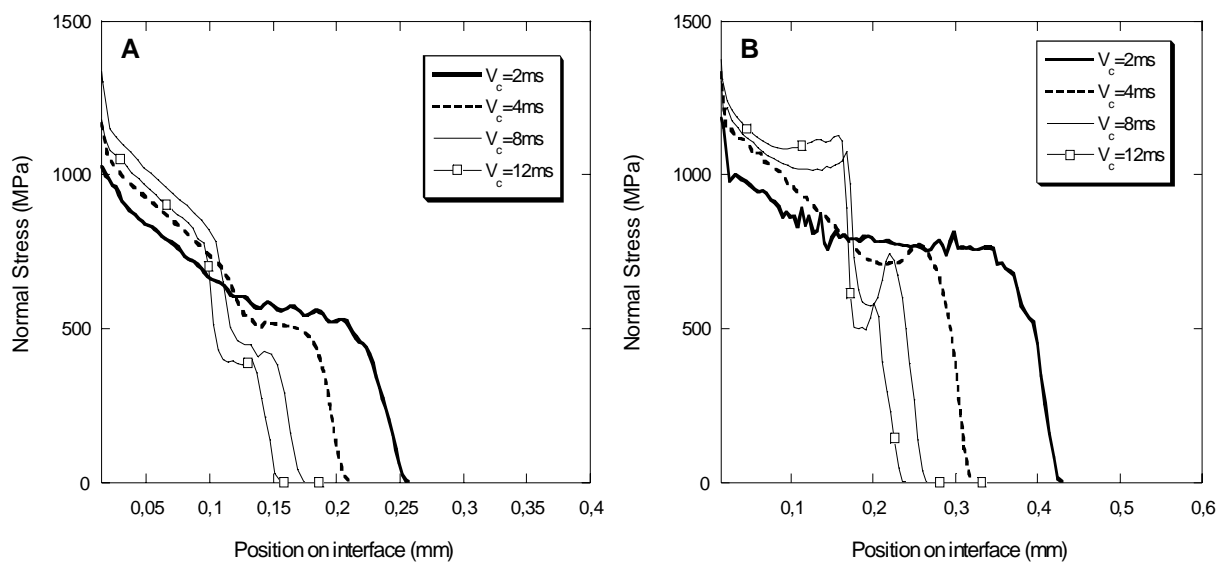


Figura I.25. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Además en la Figura I.25 se puede ver como la longitud de contacto es, para cualquier velocidad de corte, mayor al elevar el valor de “m”.

Por estas dos razones, mayores presiones máximas y mayores longitudes de contacto, las fuerzas de corte son siempre más elevadas para el mayor valor de “m”.

Para comprobar la variación de las distribuciones de presiones, y con ello la de las fuerzas de corte, al aumentar la velocidad de corte, se muestran en la Figura I.26, cada una de las gráficas para los valores de “m” estudiados.



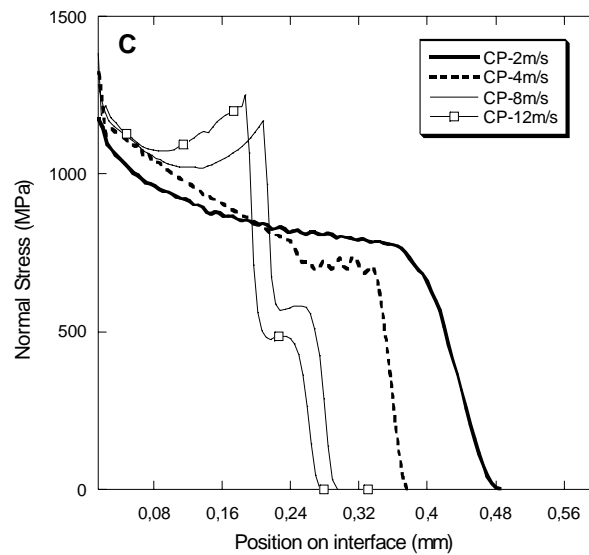


Figura I.26. Tensiones normales para cada valor de “m” para $\mu=0,6$ (A-m=0,5; B-m=1,46; m=2)

Se puede ver, como las presiones máximas apenas varían con el aumento de la velocidad de corte. Por el otro lado, se observa como la longitud de contacto disminuye al acelerar el proceso de mecanizado, siendo esta variación la artífice de la bajada en las fuerzas de corte.

En la siguiente gráfica (Figura I.27), se muestran las longitudes de contacto para cada uno de los casos estudiados en este apartado.

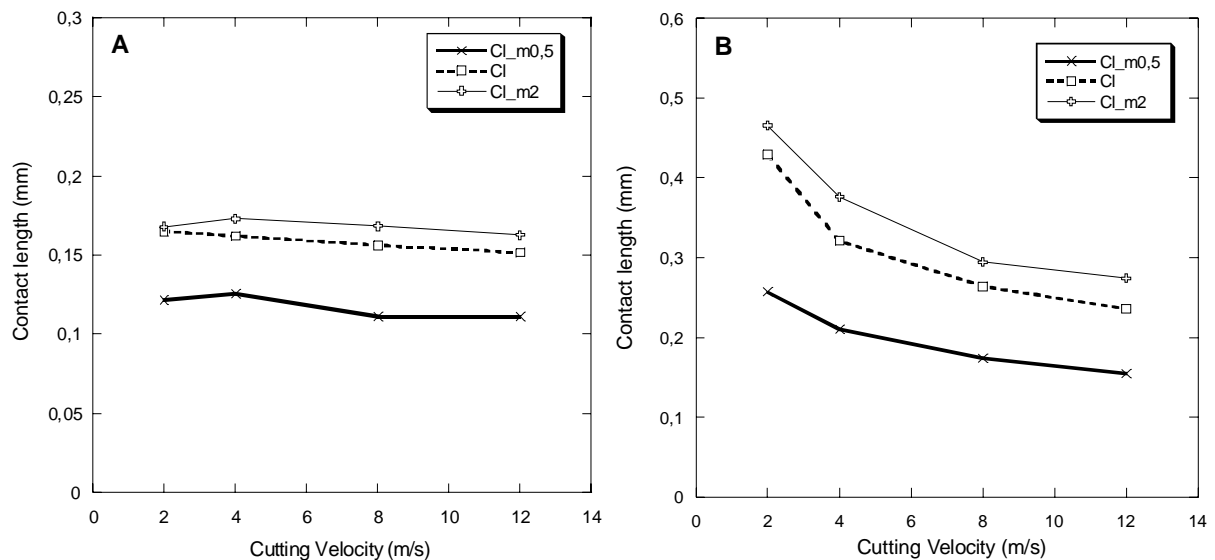


Figura I.27. Longitudes de contacto (A- para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

En la Figura I.27-A se puede comprobar lo dicho anteriormente con los datos de tensiones normales; las longitudes de contacto apenas varían con el incremento de la velocidad de corte, al igual que ocurría con las tensiones normales máximas, lo que explica que la fuerzas de corte permanezcan constantes a lo largo de las velocidades de corte estudiadas. Además se puede ver como estas longitudes son mayores al aumentar el valor de “m”, dando lugar a mayores fuerzas de corte, como se puede comprobar en la Figura I.21-A.

Por el otro lado, en la Figura I.27-B se observa una reducción de esta longitud de contacto con el incremento de la velocidad de corte, siendo mayor en cualquier caso al elevar el valor de “m”. Estos resultados explican las fuerzas de corte que se obtienen, presentadas en la Figura I.21, y también servirán para la explicación de las fuerzas de avance que se presentan a continuación.

En la Figura I.28, se muestran los resultados de fuerzas de avance para todos los casos estudiados en este apartado.

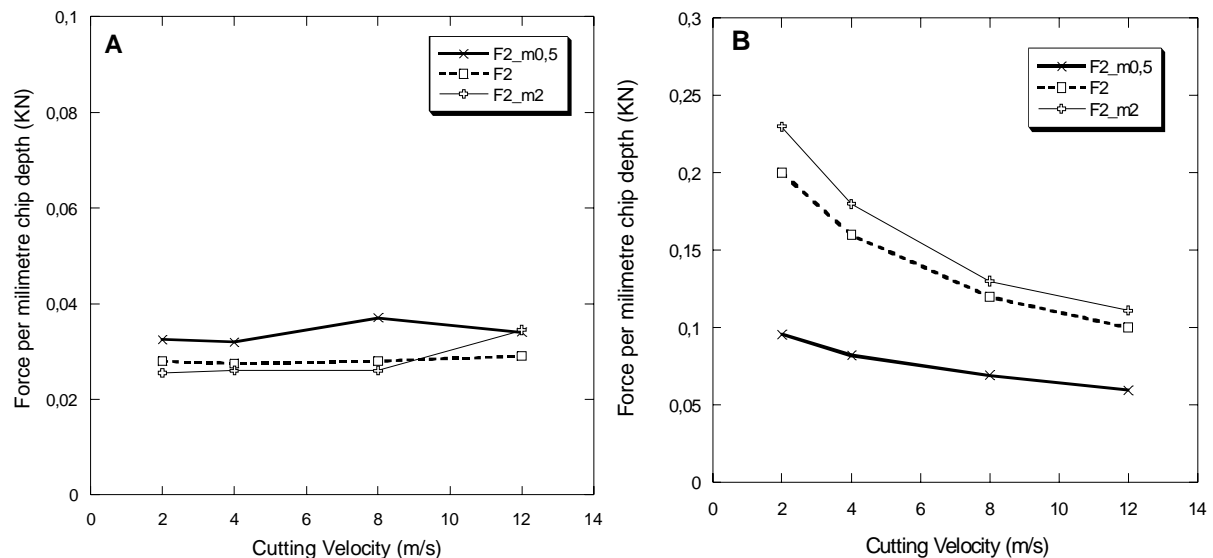


Figura I.28. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Como ya se ha visto en apartados anteriores, los resultados de fuerzas de avance para uno y otro valor de coeficiente de fricción, son muy distintos.

En la Figura I.28-A se observa una fuerza de avance muy pequeña e invariable al aumentar la velocidad de corte. Esto es debido, como ya se ha dicho anteriormente, a que para estos casos esta fuerza esta causada únicamente por el radio de punta de la herramienta. Además se puede comprobar como estas fuerzas de avance son más grandes para el valor más bajo de “m”.

Por el contrario, las fuerzas de avance al existir un coeficiente de fricción de 0,6 aumentan con el valor de “m”. Resultado que se corresponde con lo mostrado en la Figura I.22, en la que se puede comprobar como el material se endurece con el aumento de esta constante.

A continuación, en la Figura I.29 se muestran las distribuciones de tensiones tangenciales obtenidas en los casos con $\mu=0,6$, las cuales servirán para dar una explicación a los resultados de fuerzas de avance mostrados en la Figura I.28-B.

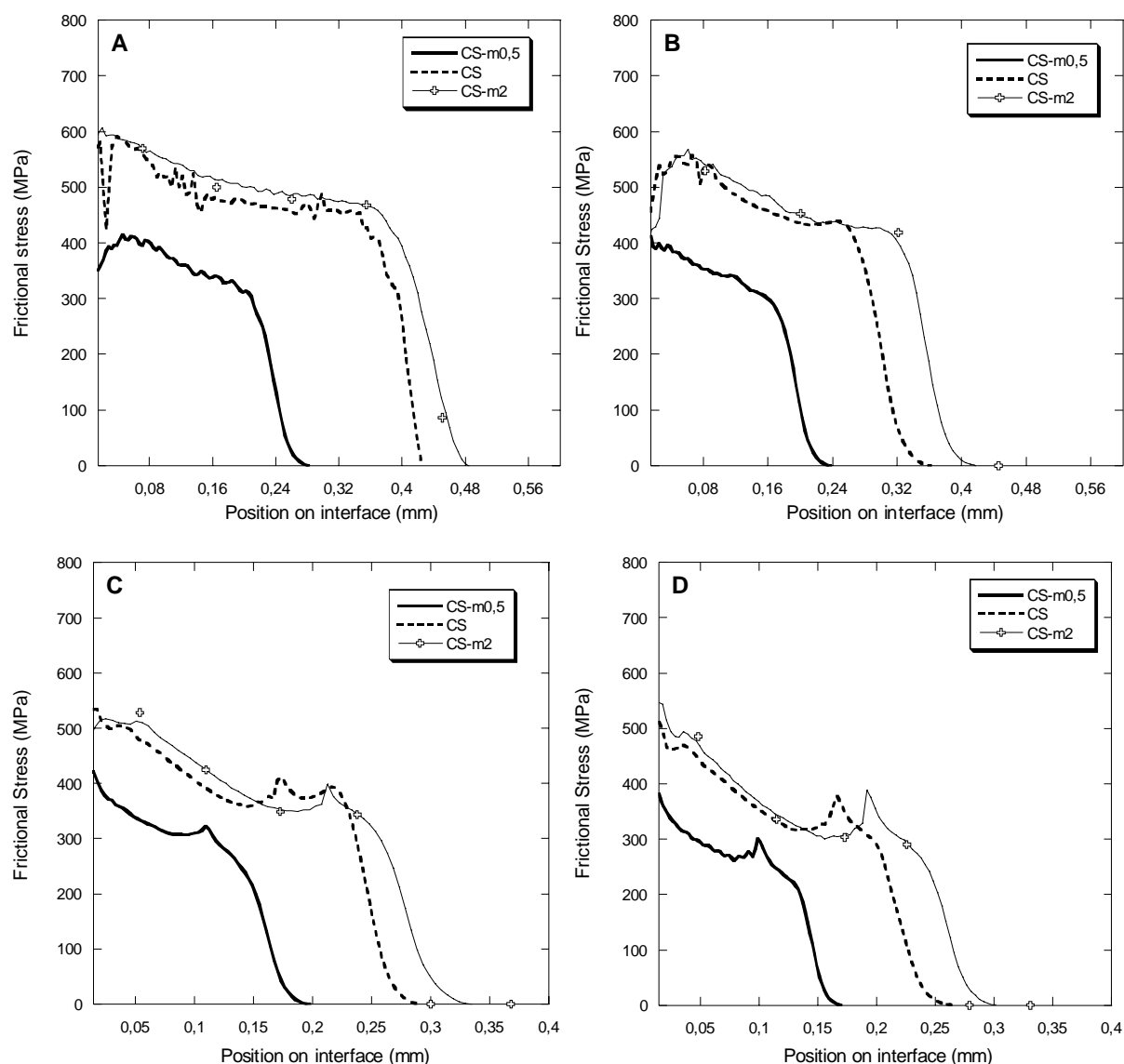


Figura I.29. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Se observa en estas gráficas como, al igual que ocurría con las presiones, las tensiones tangenciales máximas aumentan con el valor de “m”. Además, como ya se ha visto anteriormente, la

longitud de contacto es también mayor para este valor de “m”, por lo que el área que encierra la distribución de tensiones (fuerza de avance) es mayor cuanto mayor sea el valor de “m”.

Para dar una explicación a la bajada gradual de estas fuerzas al elevar la velocidad de corte, se muestran en la Figura I.30, las distribuciones de tensiones tangenciales para cada valor de “m” en todo el rango de velocidades estudiado.

Se puede ver, como las tensiones tangenciales máximas aumentan mínimamente con la aceleración del mecanizado. Así mismo, las longitudes de contacto disminuyen considerablemente al aumentar al velocidad de corte, siendo en mayor medida esta característica la que marca la variación de fuerzas de avance para estos casos.

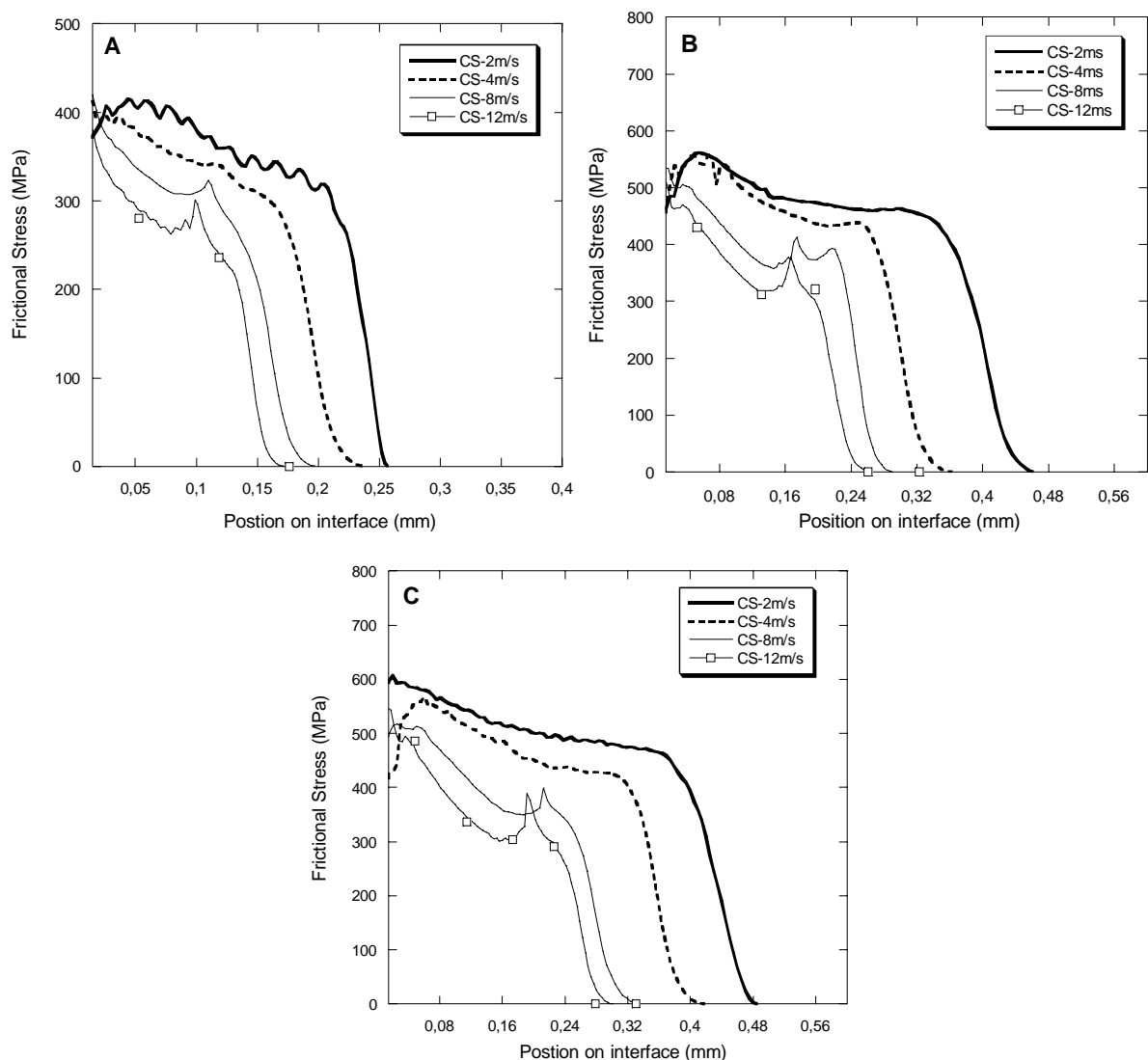


Figura I.30. Tensiones tangenciales para cada valor de “m” para $\mu=0,6$ (A-m=0,5; B-m=1,46; m=2)

I.4. VARIANDO EL PARÁMETRO “n”

Por último, en este apartado se van a mostrar los resultados obtenidos para los casos en los que se varía la constante “n”.

En la Figura I.31 se presentan las fuerzas de corte obtenidas para los dos coeficientes de fricción estudiados, en función de la velocidad de corte.

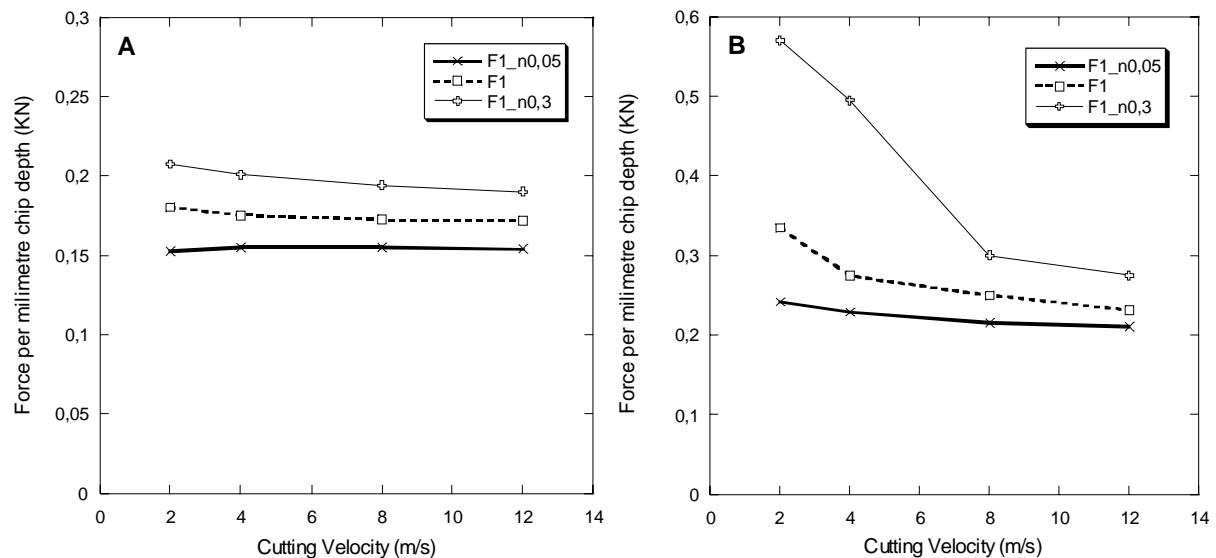


Figura I.31. Fuerzas de corte (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Se observa como las fuerzas de corte son, en los dos casos de fricción estudiados, mayores al aumentar la constante “n”, existiendo grandes diferencias cuantitativas al existir rozamiento entre las partes, como ocurría con las demás constantes estudiadas.

En los casos en los que el coeficiente es nulo, se obtienen mayores fuerzas de corte al elevar la constante “n”, al igual que ocurre al existir un coeficiente de fricción de 0,6. Resultado acorde con lo esperado, si se observan las curvas tensión-deformación obtenidas con la ecuación constitutiva de Johnson-Cook que se presentan en la Figura I.32. En esta gráfica se puede comprobar que para un mismo estado de deformación (superior a 1,3 en estos casos), las tensiones producidas son mayores al aumentar “n”.

Con respecto a la variación de estas fuerzas al incrementar la velocidad de corte, para $\mu=0$ permanecen constantes, en cambio para $\mu=0,6$ se observa una gran bajada, resaltada con el aumento de “n”.

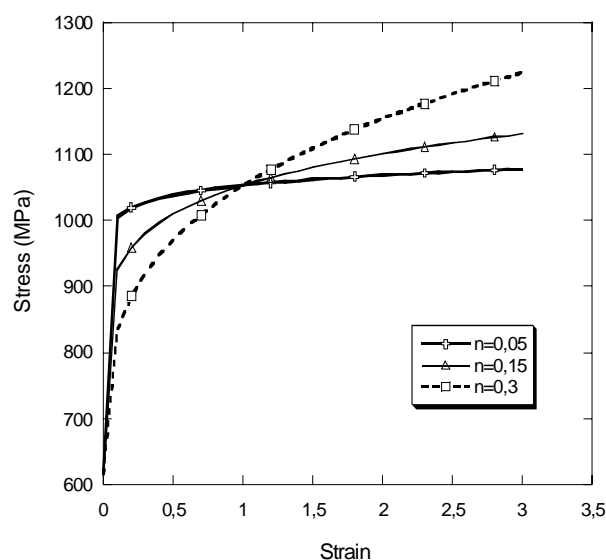


Figura I.32. Curvas tensión-deformación para los tres valores de “n”

Para dar explicación a los resultados de fuerzas de corte para los casos en los que la fricción es nula, se presentan en la Figura I.33 las distribuciones de tensiones normales para los regimenes extremos de mecanizado estudiados.

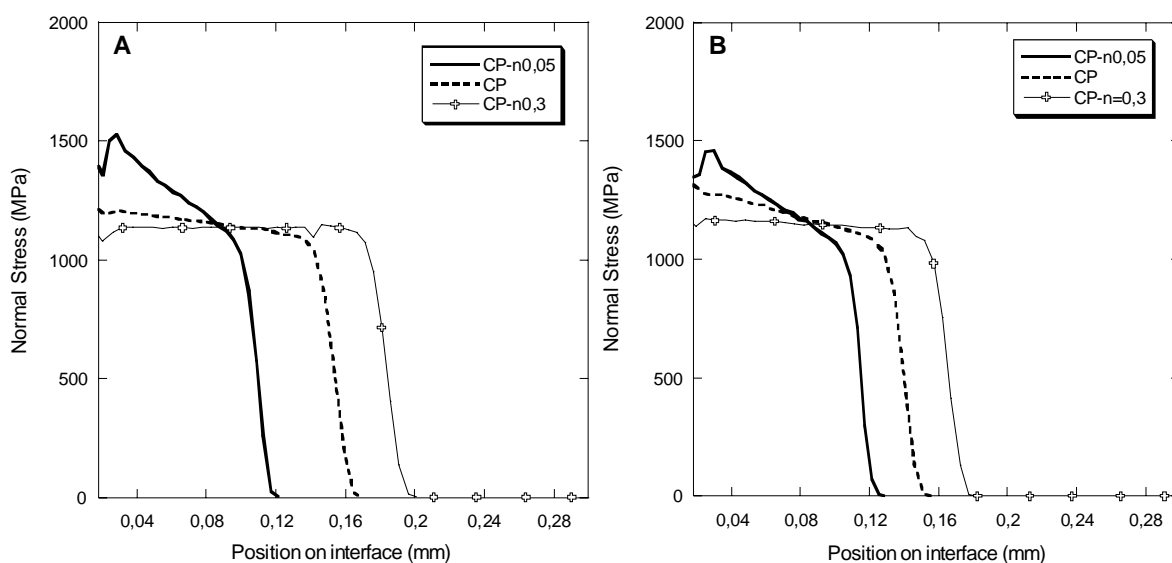


Figura I.33. Tensiones normales para las velocidades de corte extremas para $\mu=0$
(A- 2m/s; B- 12m/s)

Se puede ver como, aunque las tensiones normales máximas son mayores al reducir el valor de “n”, las diferencias que existen entre longitudes de contacto son más grandes, provocando por lo tanto mayores fuerzas de corte al aumentar el valor de esta constante.

Estos resultados muestran un mayor valor de tensión normal al disminuir la “n”. Resultado que no se esperaba, ya que, según la ley constitutiva de Jonson-Cook representada en la Figura I.32, para valores de deformación superiores a 1, el nivel de tensión debería aumentar con el valor de “n”. Una hipótesis que puede explicar este resultado es que a mayor tensión obtenida con un mayor valor de “n”, se obtiene más energía de deformación plástica en la zona primaria de deformación, con lo cual, se genera más calor y esto implica un mayor ablandamiento del material, provocando una bajada del nivel de las tensiones.

A continuación, y para comprobar la sensibilidad de los resultados al cambio de velocidad de corte, se presentan en la Figura I.34 las distribuciones de presiones en todo el rango de velocidades de corte estudiado.

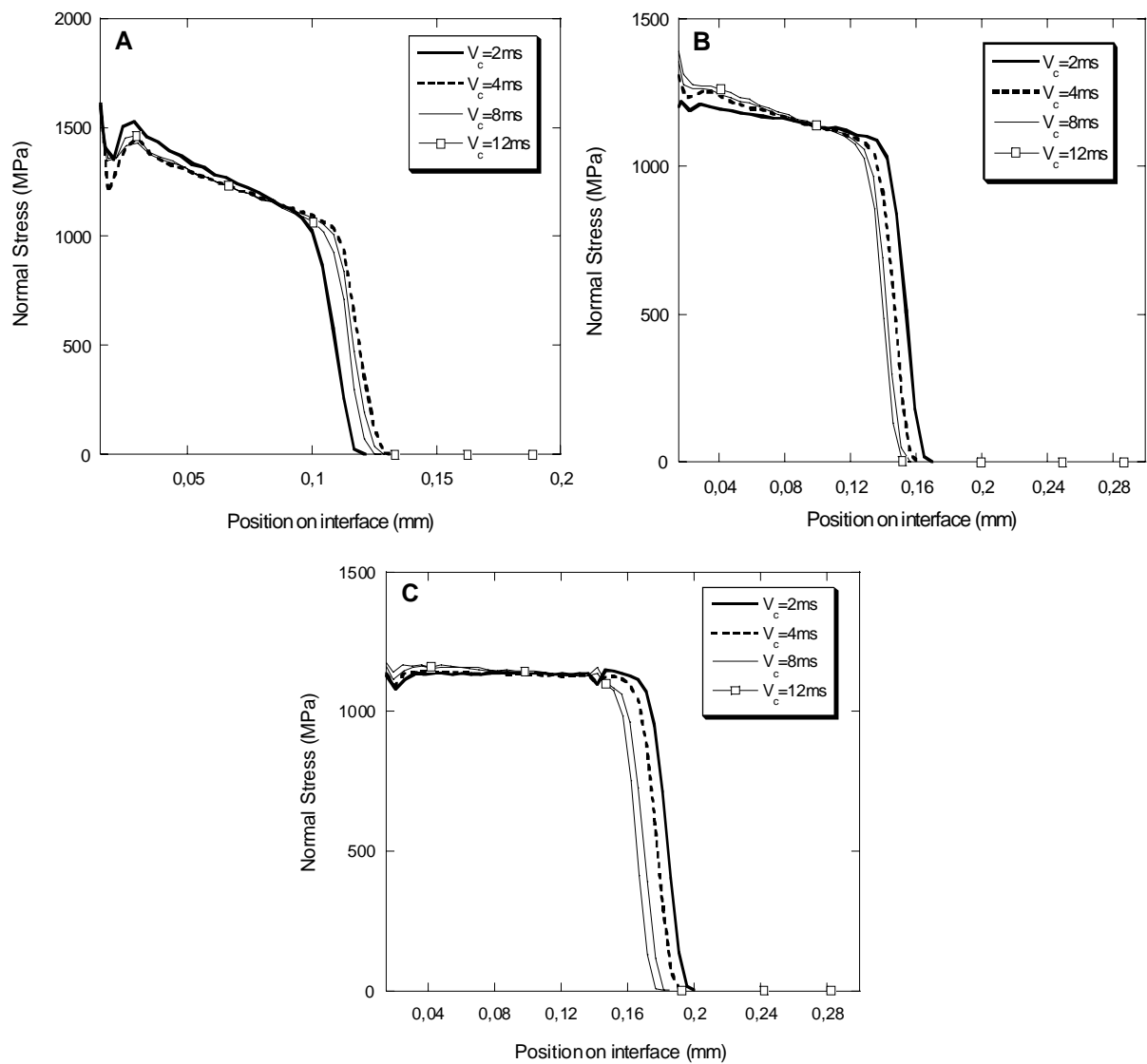


Figura I.34. Tensiones normales para cada valor de “n” para $\mu=0$
(A- $n=0,05$; B- $n=0,15$; C- $n=0,3$)

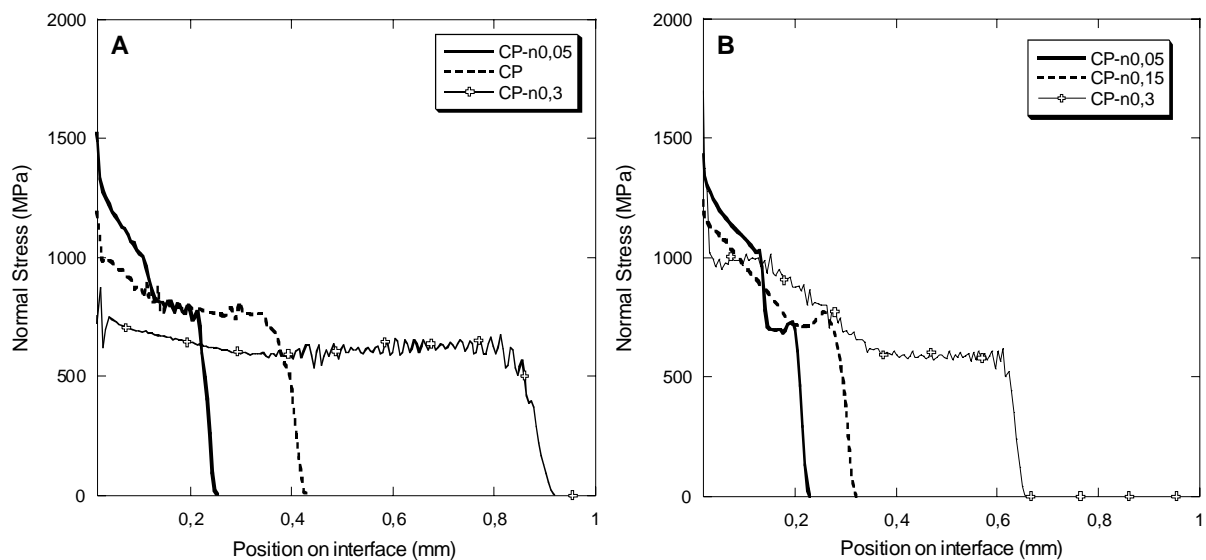
En ellas, se puede comprobar como ni las tensiones normales máximas, ni las longitudes de contacto, como se verá más adelante, varían apenas al acelerar el proceso de mecanizado, provocando una estabilidad en la fuerza de corte..

Seguidamente, se van a mostrar los resultados que darán una explicación física a las fuerzas de corte obtenidas en los casos en los que el coeficiente de fricción es de 0,6.

Para ello, en las siguientes gráficas (Figura I.35) se presentan las distribuciones de presiones para cada unas de las velocidades de corte estudiadas.

En ellas se puede comprobar, como las tensiones normales máximas aumentan con la disminución del valor de “n”, al contrario de lo que ocurre con las longitudes de contacto, las cuales aumentan con el valor de esta constante, existiendo grandes diferencias entre ellas para bajas velocidades, como se podrá comprobar posteriormente. Estas grandes diferencias entre longitudes de contacto son las que causan las grandes diferencias entre fuerzas de corte obtenidas para los distintos valores de “n” estudiados para bajos regimenes de mecanizado, como se puede comprobar en la Figura I.31.

Este resultado es cualitativamente igual al obtenido con fricción nula, con una gran diferencia cuantitativa, debida principalmente a las longitudes de contacto, sobre todo para bajas velocidades de corte al aumentar el valor de “n”.



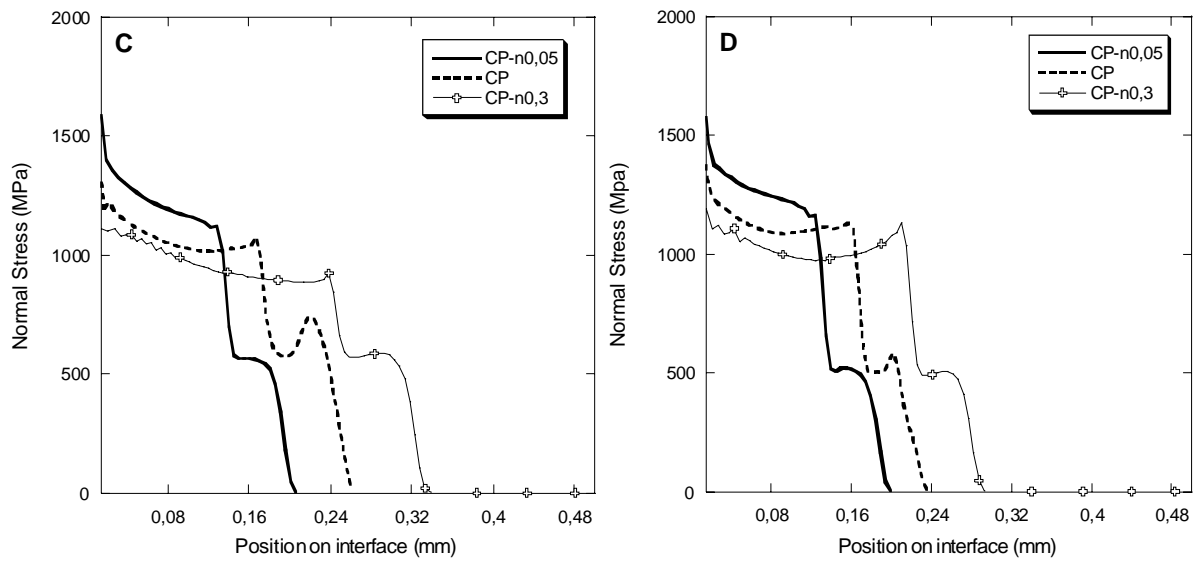
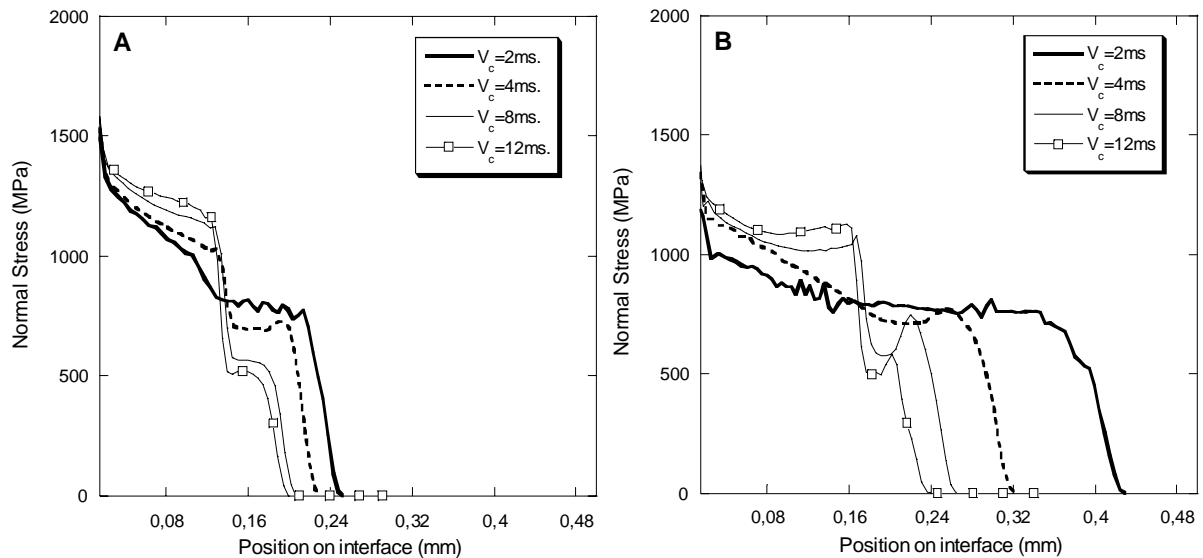


Figura I.35. Tensiones normales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Para justificar la variación de las fuerzas de corte al acelerar el proceso de mecanizado, se muestran en la Figura I.36, las distribuciones de presiones en todo el rango de velocidades de corte estudiado.

Se observa como las diferencias entre las tensiones normales máximas al acelerar el proceso de mecanizado aumentan con el valor de “n”, al igual que ocurre con las longitudes de contacto. Esto justifica las diferencias entre los resultados de fuerzas de corte de uno y otro valor de “n”.



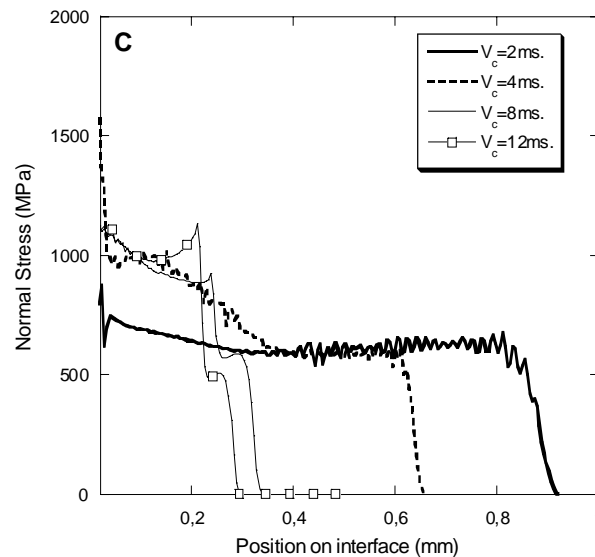


Figura I.36. Tensiones normales para cada valor de “n” para $\mu=0,6$
(A-n=0,05; B-n=0,15; C-n=0,3)

Estas grandes longitudes de contacto que aparecen para bajas velocidades de corte al aumentar la “n”, son debidas a características de la viruta que quedan fuera del alcance de este estudio, como pueden ser, tamaño de la zona primaria de deformación, adherencia de parte del material a la herramienta, etc.

En la Figura I.37 se presentan los resultados de longitudes de contacto para todos los casos estudiados en este apartado.

Se pueden comprobar las grandes diferencias que existen entre las longitudes de contacto obtenidas para uno y otro valor de coeficiente de fricción.

Para los casos en los que $\mu=0$ se observa como la longitud de contacto aumenta con el valor de “n”, al igual que ocurre cuando $\mu=0,6$, provocando mayores fuerzas de corte, como se puede comprobar en la Figura I.31.

Por el otro lado, al acelerar el proceso de mecanizado, esta longitud permanece constante cuando la fricción es nula. En cambio cuando $\mu=0,6$ la longitud de contacto baja con el incremento de la velocidad de corte, siendo esta bajada más exagerada al aumentar el valor de la constante “n”. Resultado que es el causante de el decremento en las fuerzas de corte al acelerar el proceso, como se observa en la Figura I.31.

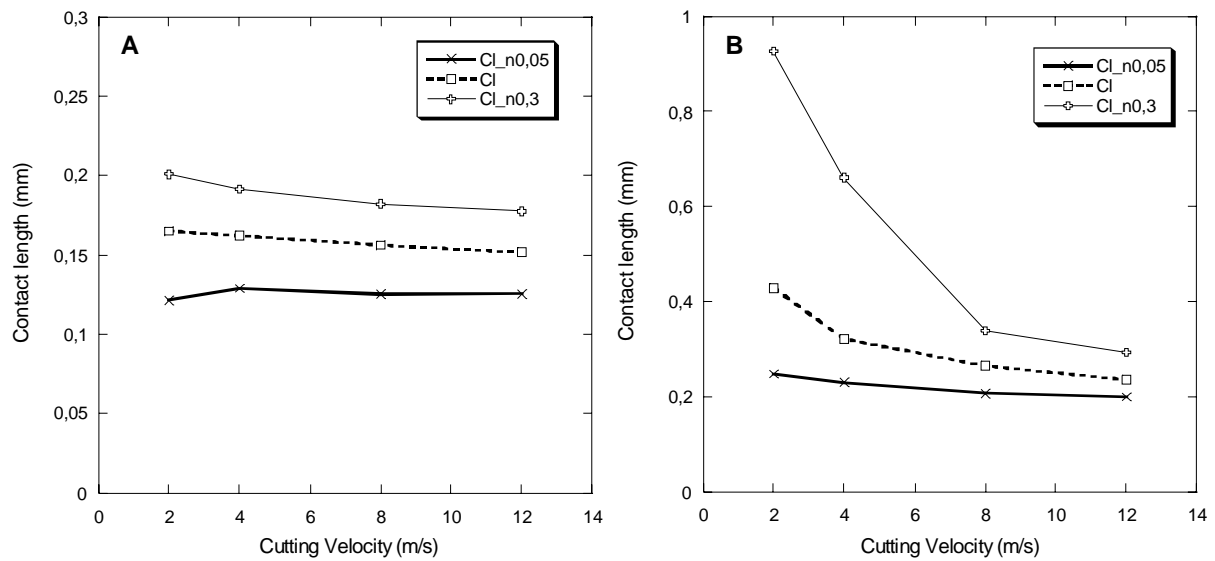


Figura I.37. Longitudes de contacto (A- para $\mu=0,6$; B- para $\mu=0$)

Una vez explicados los resultados de fuerzas de corte, se presentan, en la Figura I.38 los relativos a las fuerzas de avance para los dos coeficientes de fricción estudiados.

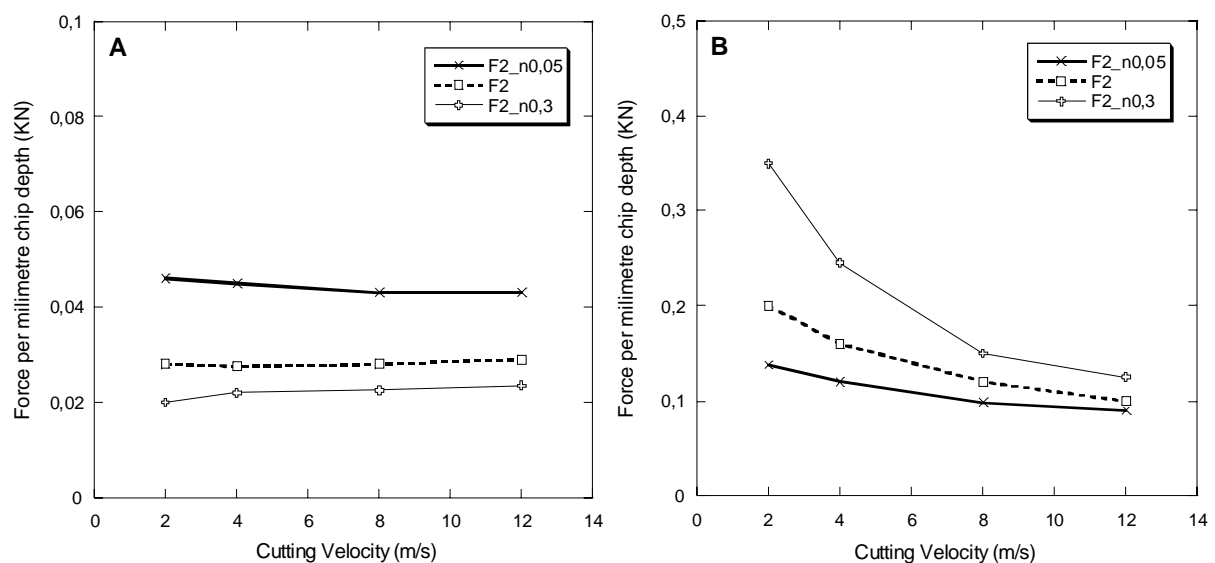


Figura I.38. Fuerzas de avance (A-para $\mu=0$; B-para $\mu=0,6$)

Como se puede comprobar en estas gráficas, al igual que ocurría en los demás apartados, existen grandes diferencias cuantitativas entre estas fuerzas de avance al variar el coeficiente de fricción. Resultado lógico, ya que, como ya se ha dicho, en los casos en los que no existe rozamiento entre las partes, las fuerzas de avance son únicamente debidas al radio de la punta de la herramienta.

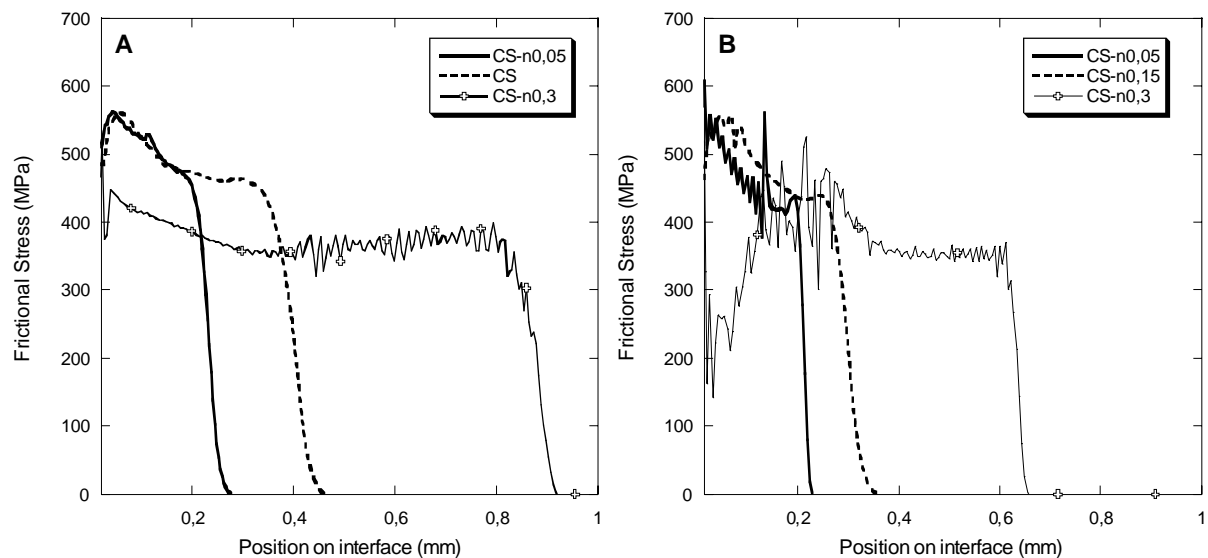
En la Figura I.38-A se observa como estas fuerzas son mayores al disminuir el valor de “n”, contrario a lo que ocurre al existir rozamiento, en los que aumenta esta fuerza con el valor de “n”.

Además se puede ver como para $\mu=0$ las fuerzas de avance permanecen invariables ante el aumento de la velocidad de corte. Por el contrario, al existir un coeficiente de fricción de 0,6, estas fuerzas decrecen al acelerar el proceso.

A continuación se van a presentar los datos que explican físicamente estos resultados de fuerzas de avance.

En la Figura I.39 se muestran las distribuciones de tensiones tangenciales para cada velocidad de corte.

Se observa, como ya se ha visto anteriormente, que la longitud de contacto es en cualquier caso mayor al aumentar el valor de “n”, diferencias que se acentúan más aún al disminuir el régimen de mecanizado. Esto propicia que para estas velocidades de corte, aunque sean superiores las tensiones tangenciales máximas creadas al disminuir “n”, las fuerza de avance sean mayores.



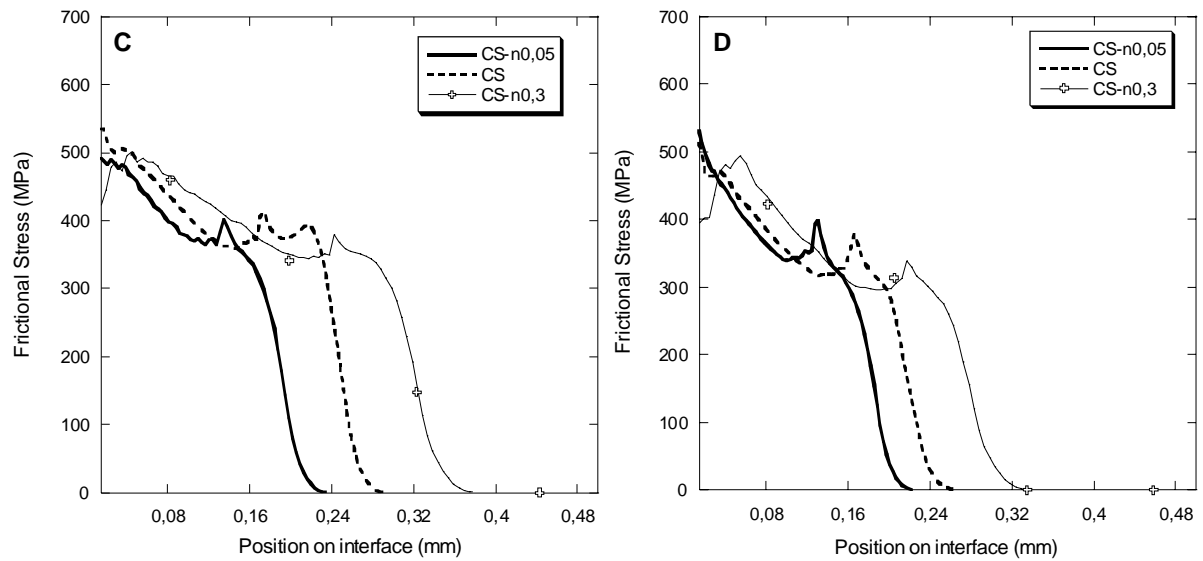
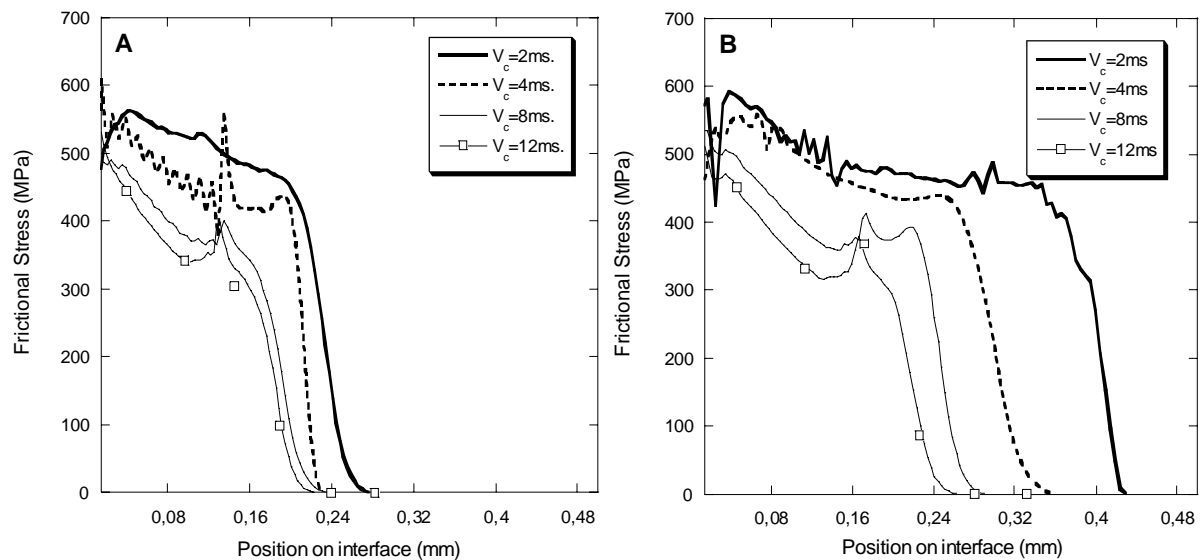


Figura I.39. Tensiones tangenciales para cada velocidad de corte para $\mu=0,6$
(A=2m/s; B=4m/s; C=8m/s; D=12m/s)

Al acelerar el proceso de mecanizado, las tensiones máximas se igualan, lo que permite que la longitud de contacto sea la característica clave a la hora de saber qué valor de “n” necesita más fuerza de avance para ser mecanizada.

Una vez mostrados los resultados que explican la susceptibilidad a la variación de “n” de las fuerzas de avance, se va a proceder a presentar los datos locales que explican la variación de estas fuerzas ante la velocidad de corte (Figura I.40).



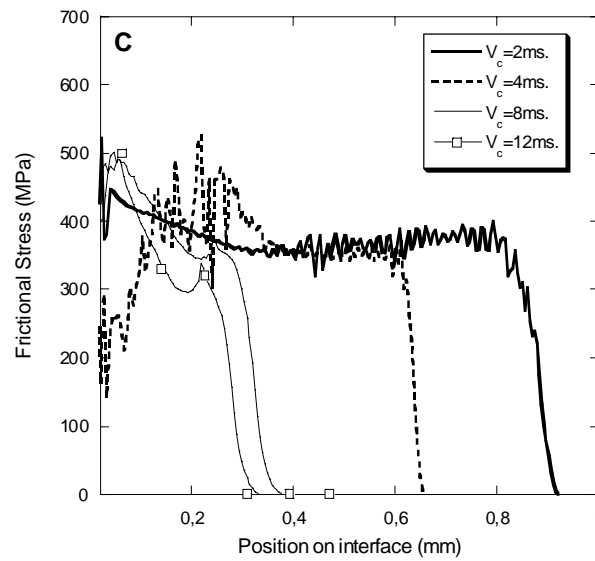


Figura I.40. Tensiones tangenciales para cada valor de “n” para $\mu=0,6$
(A-n=0,05; B-n=0,15; C-n=0,3)

Ya se ha visto anteriormente que la longitud de contacto disminuye con el aumento de la velocidad de corte, siendo esta disminución más exagerada a medida que se aumenta el valor de “n”. Así mismo, se puede ver, como las tensiones tangenciales máximas decrecen, aunque mínimamente, al acelerar el proceso de mecanizado. Estos dos hechos, disminución de longitud de contacto y de tensión tangencial máxima, explican el porqué las fuerzas de avance decrecen al aumentar el régimen de mecanizado.

II. CONCLUSIONES

En este proyecto se utilizó un modelo numérico de corte ortogonal bajo la formulación ALE. Se han observado las fuerzas de corte obtenidas utilizando la ley constitutiva de Johnson-Cook para el comportamiento del material, y la variación de dichas fuerzas al cambiar el valor de cada una de las constantes de esta ley con el fin de cuantificar la sensibilidad de los resultados numéricos ante la ecuación constitutiva.

Se ha ampliado este análisis con la variación de la velocidad de corte y el valor del coeficiente de fricción de Coulomb.

Se concluye lo siguiente:

1.-El coeficiente de fricción influye determinantemente en la fuerza necesaria para el mecanizado, siendo ésta mayor al aumentar el rozamiento entre las partes implicadas.

2.-La velocidad de corte influye determinantemente solo si la fricción implementada no es nula. Entonces, las fuerzas de corte disminuyen a medida que aumenta la velocidad de corte.

3.-Al variar un único parámetro de la ley constitutiva en cada simulación, se ha podido desacoplar los efectos de las constantes de la ley sobre el resultado y entonces observar la influencia de cada una de estas constantes sobre las fuerzas de corte.

4.-Las tensiones son las que presentan más diferencias. Se han visto casos en los que las fuerzas apenas varían, y en cambio las tensiones si lo hacen, lo cual es peligroso para la herramienta, ya que una mala elección podría provocar un desgaste excesivo.

5.-El factor determinante en la variación de las fuerzas es la longitud de contacto. Ésta es muy sensible a los parámetros estudiados.

6.-El parámetro de la ley constitutiva de Johnson-Cook más influyente en las fuerzas de corte es la constante "n".

PARTE II:

**ESTUDIO SOBRE LA CINEMÁTICA DE
LA FORMACIÓN DE LA VIRUTA**

I. ESTUDIO DE LA VELOCIDAD DE SALIDA DE LA VIRUTA Y DEL ÁNGULO DE CIZALLADURA

En este apartado se va a comprobar como afecta la variación de la velocidad de corte y del coeficiente de fricción a la velocidad de salida de la viruta. Para el cálculo de la misma se aplicarán tanto procedimientos geométricos como la teoría de Merchant.

A continuación se explicará cada uno de los procedimientos seguidos que han sido utilizados.

I.1. ÁNGULO DE CIZALLADURA

La teoría de Merchant tenía como objetivo poder predecir a través de un modelo teórico el valor del ángulo de cizalladura. En su análisis se supone que la viruta se comporta como un cuerpo rígido que se mantienen en equilibrio por la acción de las fuerzas y los momentos que se transmiten a través de la zona de contacto entre la viruta y la herramienta y a través del plano de cizalladura. Además, la base de esta teoría era la hipótesis de que el ángulo de cizalladura ϕ toma un valor tal que minimiza el trabajo requerido en el corte [2]. Cabe destacar que esta teoría es válida sólo para casos con coeficiente de fricción nulo. Teniendo en cuenta estas suposiciones, la teoría de Merchant dice que el ángulo de cizalladura ϕ (“phi Merchant”) depende del ángulo de inclinación de la herramienta α y del ángulo de fricción λ , según la siguiente expresión:

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2} \cdot (\lambda - \alpha) \quad , \text{ siendo } \lambda = \tan(\mu) \quad \text{Eq [6]}$$

En el modelo utilizado en este estudio el ángulo de inclinación de la herramienta es nulo, por lo que la expresión quedaría:

$$\phi = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{2} \cdot (\lambda) \quad , \text{ siendo } \lambda = \tan(\mu) \quad \text{Eq [7]}$$

El ángulo de cizalladura puede ser además calculado de forma geométrica utilizando el espesor de la viruta y la profundidad de corte, datos de los que se dispone en las simulaciones (“phi chip”). En la Figura I.1 se puede ver como la relación trigonométrica que existe entre estos dos parámetros es la siguiente:

$$\tan \phi = \frac{t_1}{t_s} \quad \text{Eq [8]}$$

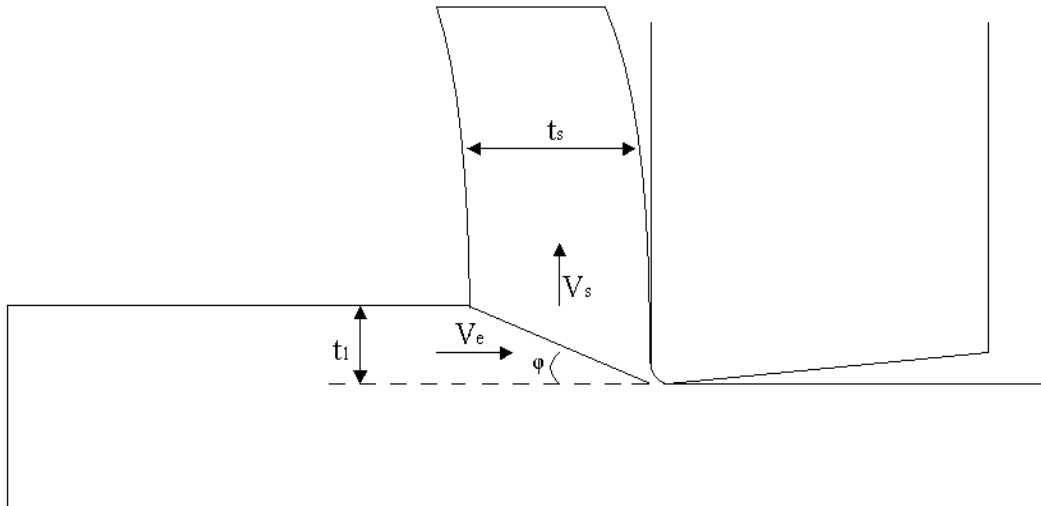


Figura I.1. Esquema utilizado para el cálculo

Por último, este ángulo también se puede hallar midiendo directamente en la simulación, calculando la pendiente que existe en la zona primaria de deformación (“phi numeric”), como se puede ver en la siguiente Figura I.2.

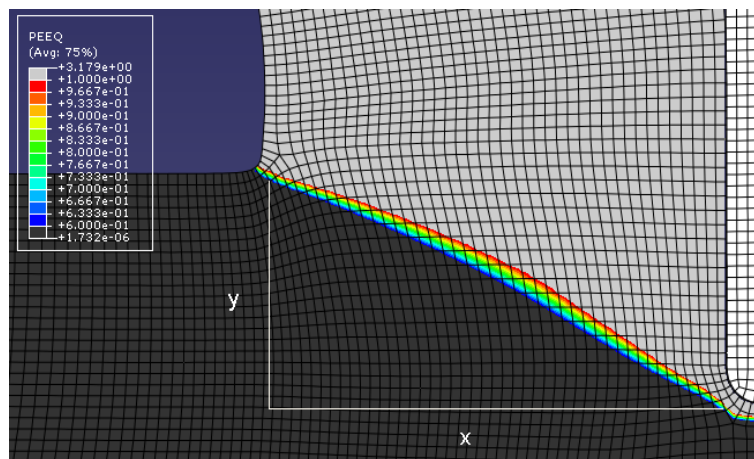


Figura I.2. Método de cálculo del ángulo de cizalladura utilizando ABAQUS

Por lo tanto el ángulo de cizalladura se calcula de la siguiente manera:

$$\varphi = \arctan \frac{y}{x} \quad \text{Eq [9]}$$

A continuación, en la Figura I.3 se muestran los resultados del ángulo de cizalladura calculado a partir de los métodos explicados anteriormente para los dos coeficientes de fricción estudiados.

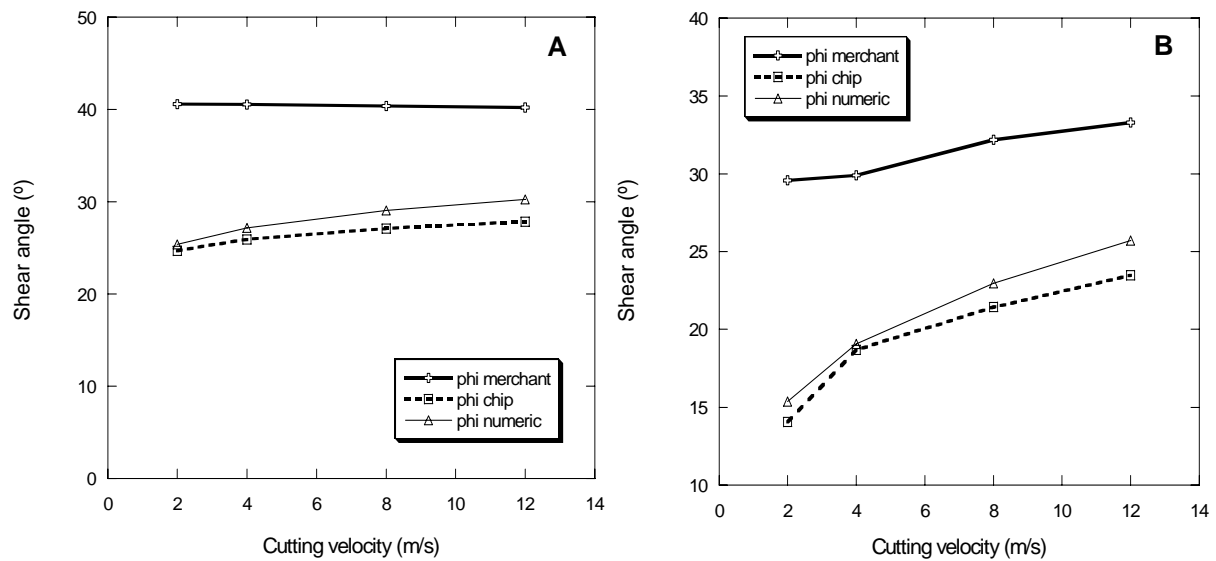


Figura I.3. Ángulo de cizalladura (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Se observa como los resultados obtenidos utilizando la teoría de Merchant difieren considerablemente de los numéricos (“phi numeric”) y geométricos (“phi chip”). Utilizando Merchant, el ángulo de cizalladura es mayor que el de los otros dos métodos, lo que quiere decir que este método sobrestima los resultados.

No obstante, se puede ver como al aumentar la velocidad de corte, el ángulo de cizalladura calculado utilizando la teoría de Merchant se va acercando a los resultados obtenidos con las simulaciones.

Se puede ver en ambos casos como el ángulo crece con la velocidad de corte, observándose un mayor incremento para los casos con $\mu=0,6$.

Si se comparan estos resultados con los de fuerzas (Figura I.4), se puede observar como al aumentar el ángulo de cizalladura con la aceleración del proceso, las fuerzas, tanto de corte como de avance, disminuyen. Esta relación ocurre en mayor medida al existir un coeficiente de fricción entre las partes de 0,6.

Esta relación que existe entre el ángulo de cizalladura y las fuerzas obtenidas es lógico, ya que al aumentar este ángulo el espesor debe ser menor, como se puede comprobar en la Figura I.1, necesitando por lo tanto menores fuerzas para mover esta cantidad de material.

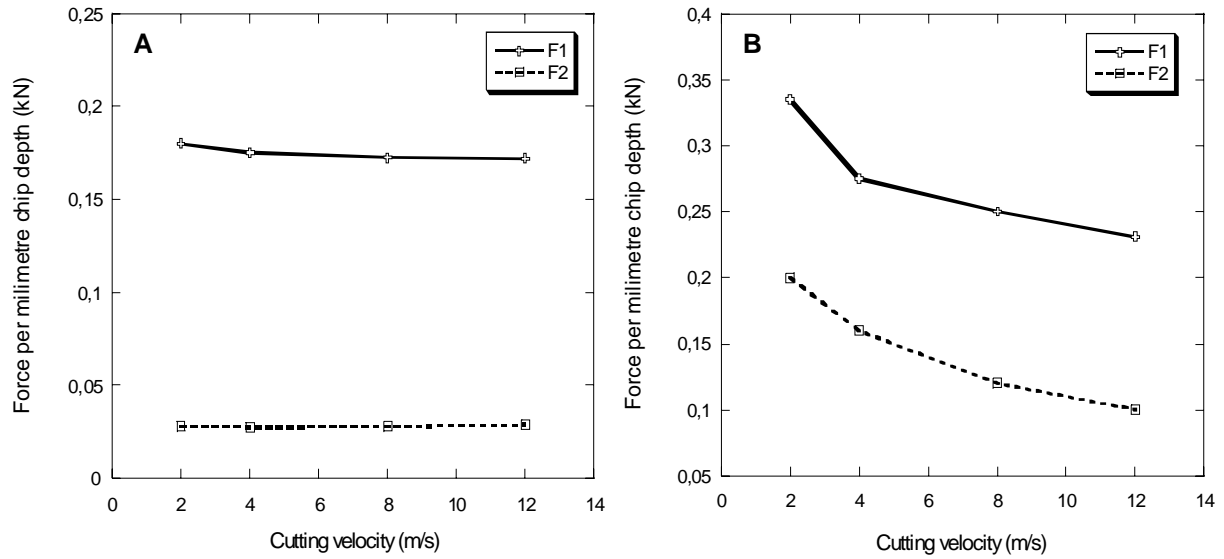


Figura I.4. Fuerzas para el material 42CD04 (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

I.2. VELOCIDAD DE SALIDA DE LA VIRUTA

El objetivo de este apartado, es comparar la variación en los resultados de velocidad de salida de la viruta al variar la velocidad de corte utilizando diferentes métodos, para el material 42CD04, es decir, sin cambiar ninguna de las constantes de la ley de Johnson-Cook.

A continuación se explican cada uno de los métodos seguidos para su cálculo.

Partiendo de la Figura I.1 y utilizando la conservación de caudal obtenemos una relación entre la velocidad de corte y la de salida de la viruta:

$$V_e \cdot t_1 = V_s \cdot t_s \Rightarrow \frac{V_s}{V_e} = \frac{t_1}{t_s} \quad \text{Eq [10]}$$

Por lo que, resolviendo esta relación para obtener la velocidad de salida de la viruta (“ V_s chip”) queda:

$$V_s = V_e \cdot \frac{t_1}{t_s} \quad \text{Eq [11]}$$

Además, sustituyendo la relación entre la profundidad de corte y el espesor obtenida en la Eq[9] en la Eq[11] se obtiene otra forma de calcular la velocidad de salida, la cual será calculada a partir del ángulo de cizalladura obtenido siguiendo el procedimiento numérico (“phi numeric”), dando lugar a la siguiente fórmula (“ V_s numeric”):

$$V_s = V_e \cdot \tan \varphi \quad \text{Eq [12]}$$

Complementariamente a estas dos maneras de calcular la velocidad de salida, se puede realizar de forma matemática. Si se parte de la hipótesis de que la velocidad es lineal a lo largo del espesor de la viruta, resultado que se da para los casos con fricción nula pero no al existir rozamiento, como se puede comprobar en la Figura I.5-B, y conociendo las velocidades en la parte exterior e interior de la viruta (ver Figura I.5.), se puede aproximar esta velocidad de salida con la media (“ V_s media”):

$$V_s = \frac{V_A + V_B}{2} \quad \text{Eq [13]}$$

Para la obtención de V_A y V_B , se ha realizado con ABAQUS una trayectoria (“path”) que cruza de lado a lado el espesor de la viruta, con el fin de poder representar la velocidad a lo largo de ella, como se puede ver en el siguiente ejemplo:

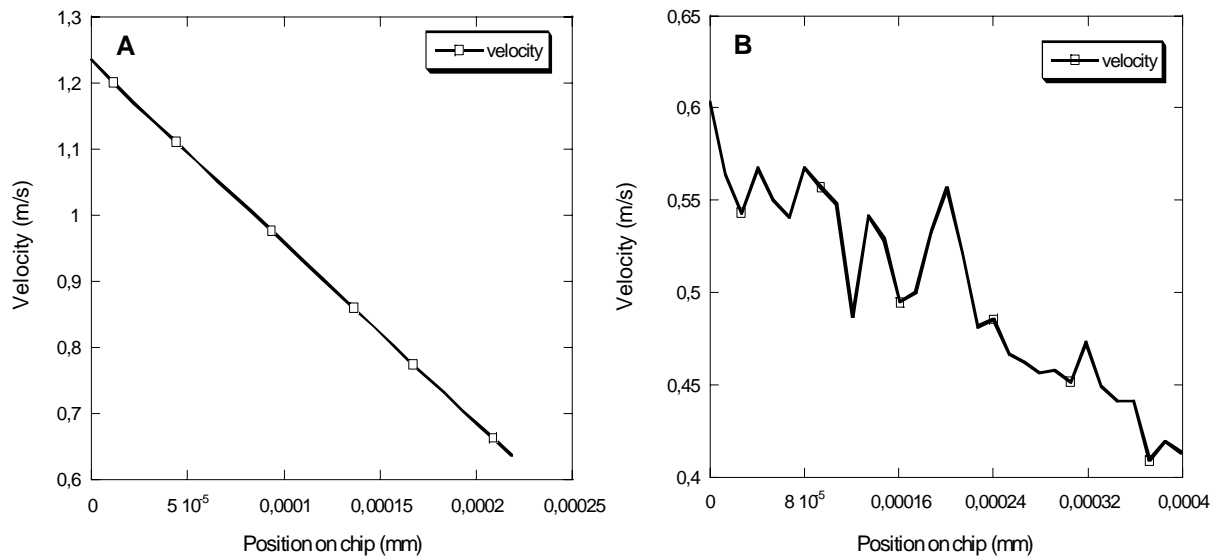


Figura I.5. Velocidad en el ancho de la viruta para $V_c=2\text{m/s}$ (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Como se puede comprobar en la Figura I.5-A, la velocidad máxima corresponde a la parte de la interfase (V_B), mientras que la velocidad mínima se da en la parte más alejada de ésta (V_A). En este ejemplo, la velocidad media de salida de la viruta se calcula de la siguiente forma:

$$V_s = \frac{V_A + V_B}{2} = \frac{0,63 + 1,23}{2} = 0,93 \text{ m/s} \quad \text{Eq [14]}$$

Por último, se puede hallar esta velocidad de salida de la viruta utilizando el ángulo de cizalladura hallado con la teoría de Merchant (“ V_s Merchant”):

$$V_s = V_c \cdot \tan \varphi \quad \text{Eq [15]}$$

Aunque la teoría de Merchant es únicamente válida para casos ideales, o lo que es lo mismo, con fricción nula, se presentan en la Figura I.6 los resultados de velocidad de salida de la viruta con cada uno de los métodos explicados anteriormente para los dos coeficientes de fricción estudiados y en todo el rango de velocidades de corte estudiado.

Se observa en ambos casos de fricción como existe una gran igualdad entre la velocidad de salida de la viruta calculada a partir de las simulaciones (“ V_s chip”, “ V_s numeric”, “ V_s media”). En cambio, utilizando la teoría de Merchant se comprueba como los resultados difieren bastante de los hallados con los métodos restantes. Esto se debe a las diferencias que se arrastran de los resultados del ángulo de cizalladura, mostrados en la Figura I.3, al ser calculada la velocidad de salida con este ángulo.

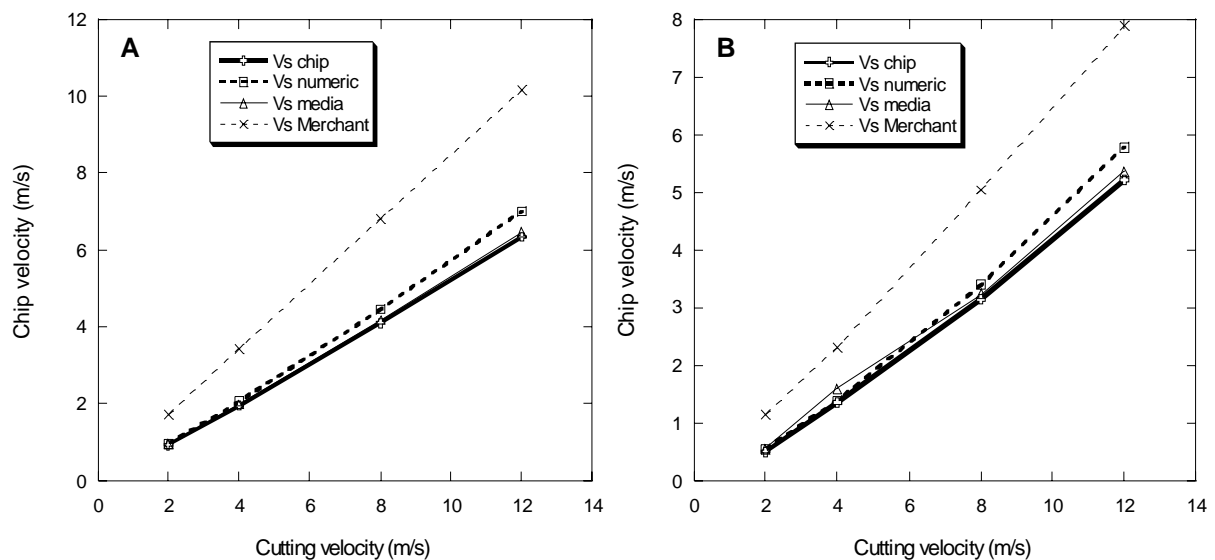


Figura I.6. Velocidad de salida de la viruta(A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

También se puede ver como la velocidad de la viruta aumenta con la velocidad de corte, al igual que ocurría con el ángulo de cizalladura. Por ello, se puede decir que al aumentar el ángulo de cizalladura la velocidad de la viruta incrementa.

Cabe destacar, que aunque la teoría de Merchant esta basada en la hipótesis de fricción nula, los resultados obtenidos para los dos casos de coeficiente de fricción estudiados son muy parecidos.

II. ESTUDIO DEL RADIO DE CURVATURA DE LA VIRUTA

La viruta se forma girando alrededor de un punto, por lo que las velocidades a lo largo del ancho de la misma varían de forma proporcional a la distancia a este centro de rotación, como se puede comprobar en la siguiente Figura II.1.

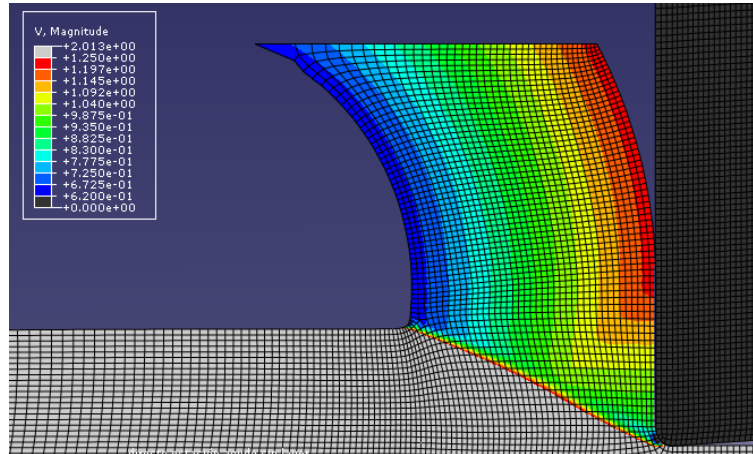


Figura II.1. Velocidades en la viruta

Durante el presente proyecto se ha observado una relación muy interesante entre la velocidad de la viruta en la parte de la interfase (B) y la parte interior (A) (ver Figura II.2). A partir de ella se hallará el radio de curvatura, comparando los resultados obtenidos para ambos casos de coeficiente de fricción.

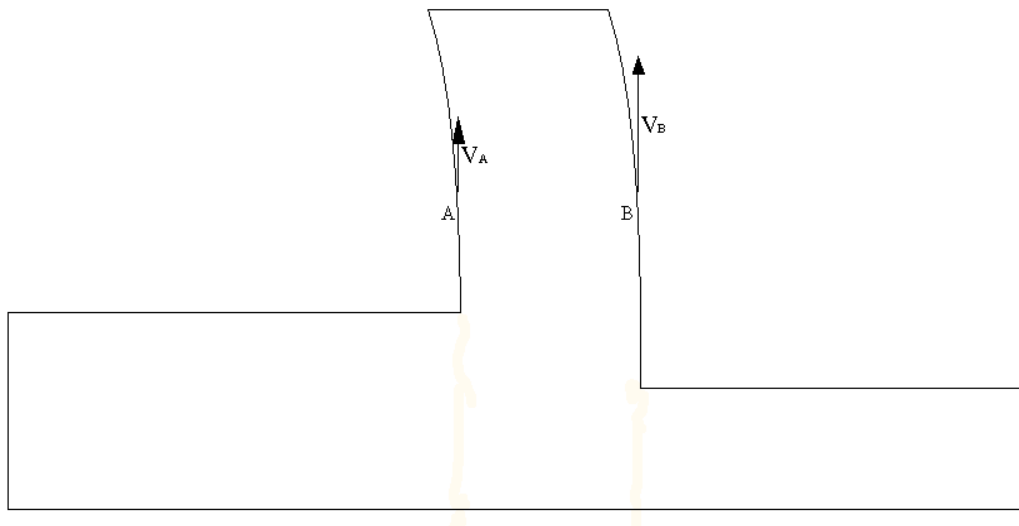


Figura II.2. Esquema con los puntos estudiados

Estas velocidades fueron halladas utilizando el mismo método seguido para la obtención de la velocidad media de salida de la viruta vista en el apartado anterior (ver ejemplo en Figura I.5 de esta PARTE II).

En la Figura II.3 se muestra la relación que existe entre estas velocidades para los dos casos de coeficiente de fricción estudiados. Cabe señalar, que ambas velocidades han sido medidas a partir de los primeros puntos en los que la viruta se despegue de la herramienta, es decir, cuando no existe contacto.

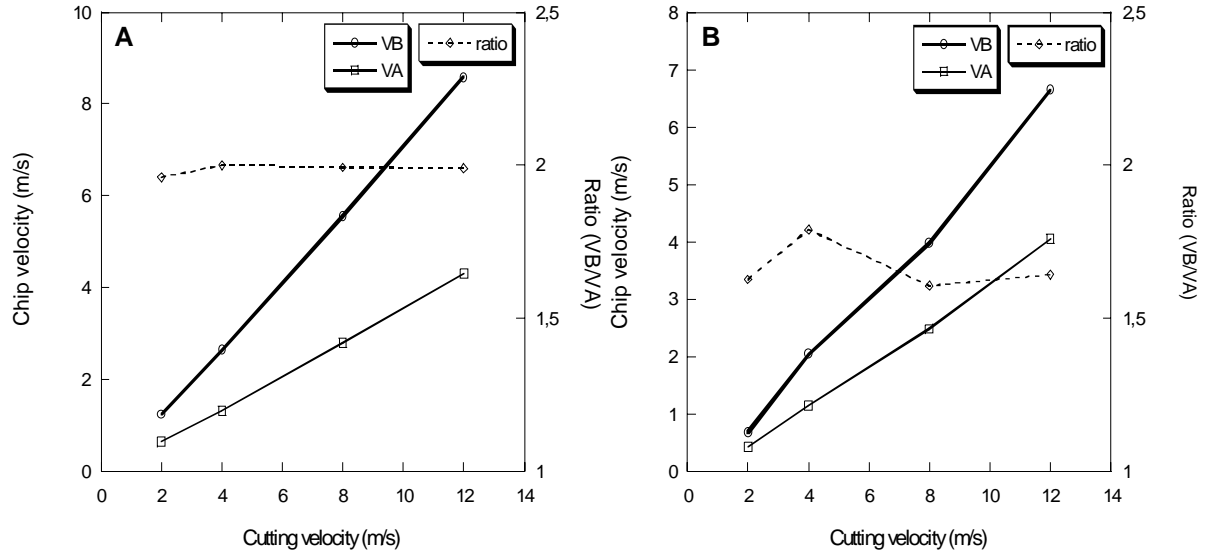


Figura II.3. Relación entre V_B y V_A (A- para $\mu=0$; B- para $\mu=0,6$)

Se observa como para fricción nula la relación entre las velocidades es constante e igual a 2:

$$V_B = 2 \cdot V_A \quad \text{Eq [16]}$$

Mientras que al existir rozamiento entre las dos partes, esta relación fluctúa y es de 1,65:

$$V_B = 1,65 \cdot V_A \quad \text{Eq [17]}$$

Partiendo de estas relaciones entre las velocidades para los dos casos de coeficientes de fricción, se puede hallar el radio de curvatura que existe desde el centro de rotación de la viruta hasta la mitad del ancho de la misma, como se puede ver en la Figura II.4.

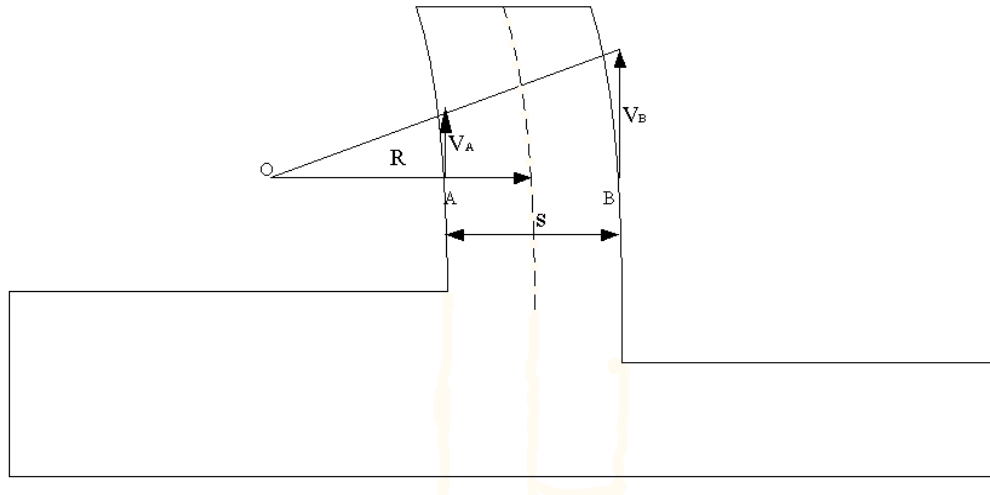


Figura II.4. Esquema para la obtención del radio de curvatura

A partir del esquema anterior, se va a proceder a relacionar las dos velocidades con el radio de curvatura.

Aplicando semejanza de triángulos a OAA' y OBB' (ver Figura II.5):

$$\frac{X}{V_A} = \frac{X+S}{V_B} \quad \text{Eq [18]}$$

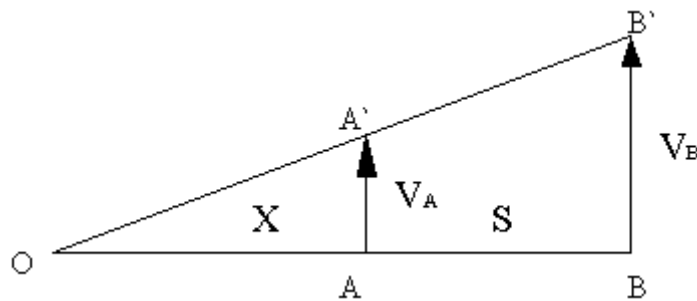


Figura II.5. Semejanza de triángulos

Sabiendo, según la Eq [16], que para $\mu=0$ la velocidad en B es el doble que la de A, la expresión hallada en Eq [18] quedaría:

$$\frac{X}{V_A} = \frac{X+S}{2 \cdot V_A} \rightarrow X = S, \text{ siendo S el espesor de la viruta} \quad \text{Eq [19]}$$

Así mismo, según la Eq [17], para $\mu=0,6$ la velocidad en B es 1,65 veces mayor que la de A, por lo que con la expresión Eq [18], la relación quedaría:

$$\frac{X}{V_A} = \frac{X + S}{1,65 \cdot V_A} \rightarrow X = 1,43 \cdot S \quad \text{Eq [20]}$$

Por lo tanto, el radio de curvatura (R) para $\mu=0$ se puede calcular utilizando la Eq [18], quedando:

$$R = \frac{3}{2} \cdot X = \frac{3}{2} \cdot S \quad \text{Eq [21]}$$

Si se utiliza la relación obtenida en Eq [19], el cálculo del radio de curvatura para $\mu=0,6$ quedaría de la siguiente forma:

$$R = 1,43 \cdot S + \frac{1}{2} \cdot S = \frac{27}{14} \cdot S = 1,93 \cdot S \quad \text{Eq [22]}$$

El espesor S es sabido, por lo que utilizando la Eq [21] para los casos con $\mu=0$ y la Eq[22] para los casos con $\mu=0,6$, y aplicando los resultados de espesores obtenidos en las simulaciones realizadas con el material 42CD04 para ambos casos de fricción estudiados, los resultados quedan de la siguiente manera (ver Figura II.6).

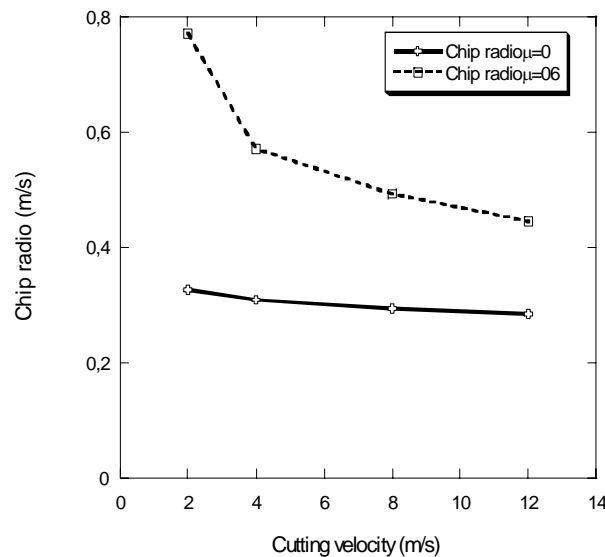


Figura II.6. Radio de curvatura de la viruta para $\mu=0$ y $\mu=0,6$

Se observa en la Figura II.6 como el radio de curvatura es mayor al aumentar el coeficiente de fricción. Si este resultado se compara con los de fuerzas mostrados en la Figura I.4 de esta Parte II, y con los de longitud de contacto, los cuales se presentan a continuación en la Figura II.7, parece lógico, ya que al necesitar más fuerza para mecanizar la pieza cuando el coeficiente de rozamiento es de 0,6, la longitud de contacto es mayor, y en consecuencia el radio de curvatura también lo es. En la siguiente gráfica se

puede comprobar la similitud que existe con los resultados de radio de curvatura de la viruta mostrados en la Figura II.6.

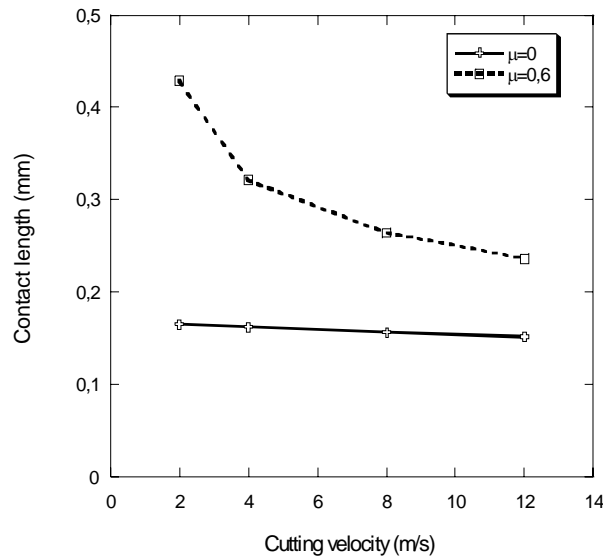


Figura II.7. Longitudes de contacto para el material 42CD04

Además se observa como para $\mu=0,6$ este radio de curvatura disminuye con la aceleración del proceso de mecanizado. Este resultado también parece lógico, ya que, como se puede comprobar en la Figura I.4 de esta Parte II, la fuerza decrece cuando se acelera el proceso de mecanizado, al igual que ocurre con la longitud de contacto, dando lugar a un radio de curvatura más pequeño.

Este resultado contrasta con el obtenido con un coeficiente de fricción nulo, el cual apenas varía con el aumento de la velocidad de corte. También es un resultados que era de esperar ya que como se puede comprobar en la Figura I.4 de la Parte II la fuerza permanece casi constante al incrementar el proceso de mecanizado, y en consecuencia manteniendo la viruta obtenida el mismo radio de curvatura.

III. CONCLUSIONES

Se aprovechó para estudiar la forma de la viruta (ángulo de cizalladura, velocidad de salida y radio de curvatura), ya que es una característica importante para las teorías de modelización del corte.

1-.El ángulo de cizalladura y la velocidad de salida calculada con la teoría de Merchant difiere considerablemente de los resultados analíticos y los hallados con las simulaciones.

2-.La velocidad de corte influye determinantemente en el ángulo de cizalladura y en la velocidad de salida, aumentando ambos a medida que se acelera el proceso.

3-.La velocidad de salida de la viruta depende del coeficiente de fricción existente entre la herramienta y la pieza a mecanizar, siendo mayor al aumentar este coeficiente.

4-.El coeficiente de fricción y la velocidad de corte influyen en el radio de curvatura de la viruta, pero de forma inversa:

- Aumentando con el coeficiente de fricción.
- Disminuyendo con la velocidad de corte.

BIBLIOGRAFÍA

- [1] Apuntes De Tecnología Mecánica, Universidad Carlos III De Madrid (2005-2006), pp.105
- [2] M.E. Merchant, Mechanics of the metal cutting process, J. Appl. Phys. 16, (1945), pp. 318–324
- [3] T.H.C. Childs, Friction modelling in metal cutting, School of Mechanical Engineering, University of Leeds, Woodhouse Lane, Leeds LS2 9JT,UK ,(2006), pp. 310-318
- [4] H. Miguelez, R. Zaera, A. Rusinek, A. Moufki and A. Molinari, Numerical modelling of orthogonal cutting: influence of cutting conditions and separation criterion, J. de Physique IV, (2006), pp.2
- [5] P.J.Arrazola, D.Ugarte, J.Montoya, A.Villar, S. Marya, Finite element modeling of chip formation process with ABAQUS/explicit (2005), pp.3
- [6] G. J. Johnson, W. H. Cook, A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures, in: Proceedings of the Seventh International Symposium on Ballistics, The Hague, (1983), pp. 541–547
- [7] Hader Vladimir Martínez T., Luis Javier Cruz R., Simulación numérica del contacto deslizante para el sistema 2117-T4 / X19CRNI17.2 en compresión uniaxial, (2007), pp.167-180
- [8] Catálogo de SUMITEC (Suministros Técnicos S.A). Acero de maquinaria AISI-4140
- [9] Hibbit, Karlsson & Sorenson Inc., ABAQUS Analysis user's manual, Version 6.7, (2003)